

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
DEPARTAMENTO DE METALURGIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS,  
METALÚRGICA E DE MATERIAIS

PPGE3M

**AVALIAÇÃO E ADEQUAÇÃO DO MÉTODO DO FURO CEGO PARA  
EXTENSÃO DA PROFUNDIDADE DE CARACTERIZAÇÃO DE  
TENSÕES EM ARMADURAS DE TRAÇÃO DE DUTOS FLEXÍVEIS**

DANIEL SARAIVA DA SILVA

PORTO ALEGRE 2022

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
DEPARTAMENTO DE METALURGIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS,  
METALÚRGICA E DE MATERIAIS  
PPGE3M

**AVALIAÇÃO E ADEQUAÇÃO DO MÉTODO DO FURO CEGO PARA  
EXTENSÃO DA PROFUNDIDADE DE CARACTERIZAÇÃO DE  
TENSÕES EM ARMADURAS DE TRAÇÃO DE DUTOS FLEXÍVEIS**

DANIEL SARAIVA DA SILVA

TESE DE DOUTORADO APRESENTADA AO  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA  
DE MINAS, METALÚRGICA E DE MATERIAIS DA  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
COMO PARTE DOS REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO  
DO TÍTULO DE DOUTOR EM CIÊNCIA E TECNOLOGIA  
DOS MATERIAIS.

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: CIÊNCIA E TECNOLOGIA  
DOS MATERIAIS.

ORIENTADOR: PROF. DR. THOMAS G.R. CLARKE  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
REITOR: CARLOS ANDRÉ BULHÕES MENDES  
VICE-REITORA: PATRICIA PRANKE

ESCOLA DE ENGENHARIA

DIRETOR: LUIZ CARLOS PINTO DA SILVA FILHO

VICE-DIRETORA: CARLA SCHWENGBER TEN CATEN

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS,  
METALÚRGICA E DE MATERIAIS

COORDENADOR: AFONSO REGULY

VICE COORDENADOR: ANDRÉA MOURA BERNARDES

## SUMÁRIO

<b>SUMÁRIO .....</b>	<b>IV</b>
<b>RESUMO.....</b>	<b>VI</b>
<b>ABSTRACT.....</b>	<b>VII</b>
<b>LISTA DE FIGURAS.....</b>	<b>VIII</b>
<b>LISTA DE TABELAS .....</b>	<b>XVI</b>
<b>1. INTRODUÇÃO.....</b>	<b>1</b>
<b>2. MOTIVAÇÃO .....</b>	<b>4</b>
<b>3. OBJETIVOS.....</b>	<b>7</b>
<b>4. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>8</b>
<b>4.1 Dutos flexíveis .....</b>	<b>8</b>
4.1.1 Normatização.....	9
4.1.2 Composição.....	10
4.1.3 Fabricação, testes de aceitação de fábrica, marcação e armazenamento .....	13
4.1.4 Modos de falha .....	16
4.1.5 Estado de tensão nas armaduras de DF .....	18
<b>4.2 Tensões residuais.....</b>	<b>20</b>
4.2.1 Classificação das tensões residuais.....	20
4.2.2 Tensões residuais em dutos flexíveis.....	21
4.2.3 Técnicas de medição de tensão residual .....	23
<b>5. METODOLOGIA .....</b>	<b>40</b>
<b>5.1 Metodologia para obtenção de amostras com padrão de tensão .....</b>	<b>40</b>
5.1.1 Caracterização mecânica e metalúrgica.....	41
5.1.2 Amostras temporárias.....	42
5.1.3 Amostras permanentes.....	45
<b>5.2 Avaliação dos limites de profundidade de medição do MFC conforme ASTM E-837.....</b>	<b>47</b>
5.2.1 Extrapolação do diâmetro do furo.....	48
5.2.2 Extrapolação da profundidade de medição do MFC .....	49

<b>5.3 Avaliação dos efeitos da geometria e do carregamento nos coeficientes de calibração do MFC .....</b>	<b>49</b>
5.3.1 Análise de elementos finitos .....	50
5.3.2 Determinação de coeficientes de calibração específicos para arames da AT 54	
5.3.3 Avaliação experimental.....	56
<b>5.4 Comparativo entre técnicas de medição de TR .....</b>	<b>59</b>
<b>5.5 Dutos flexíveis: ensaios em escala real.....</b>	<b>59</b>
5.5.1 Tensões efetivas.....	61
5.5.2 Tensões de montagem .....	61
5.5.3 Tensões residuais.....	62
<b>6 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....</b>	<b>62</b>
<b>6.1 Metodologia para obtenção de amostras padrão .....</b>	<b>62</b>
6.1.1 Caracterização mecânica e metalúrgica.....	62
6.1.2 Amostras temporárias.....	67
6.1.3 Amostras permanentes.....	69
<b>6.2 Avaliação dos limites de profundidade de medição do MFC conforme ASTM E-837 em AT de DF .....</b>	<b>74</b>
6.2.1 Extrapolação do diâmetro do furo.....	74
6.2.2 Extrapolação de profundidade de medição do MFC. ....	75
<b>6.3 Estudo para avaliação de efeitos geométricos e de carregamento nos coeficientes de calibração do MFC .....</b>	<b>78</b>
6.3.1 Análise de elementos finitos (FEA).....	78
6.3.2 Determinação de coeficientes de calibração específicos para arames da AT 90	
6.3.3 Avaliação experimental.....	100
<b>6.4 Comparativo entre as técnicas de medição .....</b>	<b>110</b>
<b>6.5 Dutos flexíveis – escala real .....</b>	<b>112</b>
6.5.1 Amostra A .....	112
6.5.2 Amostra B.....	116
<b>7 CONCLUSÕES.....</b>	<b>120</b>
<b>8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>122</b>

## RESUMO

O método do furo cego (MFC) se apresenta como técnica protagonista para medição de tensões em arames da armadura de tração (AT) de dutos flexíveis (DF) devido as suas vantagens de aplicação, tais como, portabilidade, grande volume de informação obtida, baixo custo e tempo de execução. Entretanto, as dimensões reduzidas dos arames da AT de DF restringem os limites de profundidade de medição do MFC até 0.8 mm a partir da superfície do componente, conforme norma ASTM E-837 (2020). Conhecer o estado de tensão destes arames em maiores profundidades é uma informação de extrema relevância do ponto de vista de integridade estrutural, principalmente no que se refere a propagação de trincas de corrosão sob tensão (SCC). O objetivo principal do trabalho é estender a profundidade de medição do MFC em arames da AT de DF através da correção do método de cálculo das tensões a partir do uso de coeficientes de calibração específicos para a geometria dos arames. Neste trabalho, é apresentado um estudo numérico parametrizado que avalia a variação da geometria e das condições de carregamento de um componente nos coeficientes de calibração do MFC. Com base neste estudo, são determinados coeficientes de calibração específicos para arames da AT de DF. Além disto, uma proposta para correção do cálculo de tensões a partir de um novo coeficiente de calibração é apresentada. Para validação experimental, foi desenvolvida uma metodologia que permitiu a obtenção de amostras de arames da AT de DF, livre de tensões residuais. Estas amostras foram submetidas a condições de carregamentos conhecidos de tração, flexão e torção dentro do regime linear elástico, o que possibilitou a comparação entre resultados teóricos e experimentais. Amostras com um padrão de tensões residuais conhecido também foram geradas com a finalidade de estabelecer um comparativo entre as técnicas de medição do MFC convencional, MFC estendido e de difratometria de raios X. Por fim, a metodologia para extensão de profundidade de medição pelo MFC foi aplicada em arames da AT de um DF em escala real. Os resultados obtidos demonstraram a viabilidade para extensão da profundidade de medição do MFC até profundidades de 2,4 mm, superando os limites estabelecidos da norma.

**Palavras-chave:** Método do furo cego. Tensão residual. Armadura de tração. Dutos flexíveis.

## ABSTRACT

Incremental center hole drilling method (ICHD) emerges as a reliable and practical method to characterize residual stresses (RS) in tensile armor wires of flexible pipelines due to its application advantages, such as portability, low cost and time of execution. However, geometric restrictions imposed by the standard ASTM E837 limit RS measurements in these wires to shallow depths, around 0.8 mm. Knowledge of the stress state of these wires at greater depths is extremely relevant information from the point of view of structural integrity, especially with regard to the propagation of stress corrosion cracking (SCC). In this work, the main objective is to extend the measurement depth of the ICHD through the use of calibration coefficients specific to the geometry of the AT wires and the correction of the stress calculation method. In the work, a parameterized numerical study is presented that evaluates the variation of geometry and loading conditions of a component in the calibration coefficients of the ICHD. Based on this study, specific calibration coefficients for tensile armor wires were determined. In addition, a proposal to correct the stress calculation from a new calibration coefficient was presented. For experimental validation, a methodology was developed that allowed obtaining samples of wires from the tensile armor, residual stresses free. These samples were subjected to tensile, bending and torsional loading conditions within the linear elastic regime, which made it possible to compare theoretical and experimental results. Samples with a known residual stress profile were also generated in order to establish a comparison between conventional ICDH, extended ICDH and X-ray diffractometry measurement techniques. Finally, the methodology for measuring depth extension by the ICDH was applied to the tensile armor wires of a flexible pipeline in real scale. The results obtained demonstrated the feasibility of extending the ICDH measurement depth to depths of 2.4 mm, exceeding the established limits of the standard.

**Keywords:** Hole drilling method. Residual stress. Tensile armor wires. Flexible pipeline.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Produção equivalente (Mi boa/dia) por tipo de ambiente no Brasil.....	1
Figura 2 – Configuração típica de um dutos flexíveis <i>unbonded</i> . .....	2
Figura 3 – Exemplo de uma máquina armadora durante a montagem da armadura de tração. ....	3
Figura 4 – Falha operacional de duto flexível: (a) duto rompido e (b) aspecto dos arames da armadura de tração .....	4
Figura 5 – Retorno elástico da armadura de tração de um dutos flexível durante a dissecação. ....	5
Figura 6 – Equipamento do MFC montado em duto flexível. ....	6
Figura 7 – Equipamentos de um sistema de produção submarino. ....	8
Figura 8 – Composição típica de um duto flexível <i>unbonded</i> . ....	10
Figura 9 – Seção transversal armadura de pressão do tipo Zeta/Flexlok.....	11
Figura 10 – Armadura de tração: (a) AT de DF e (b) arames da AT individuais.....	12
Figura 11 – Processo de fabricação e montagem da armadura de pressão: (a) dobramento dos arames da armadura de pressão e (b) assentamento da armadura sub o duto.....	14
Figura 12 – Máquina armadora da armadura de tração.....	14
Figura 13 – Carretel de armazenamento de um duto flexível .....	16
Figura 14 – Duto flexível com dano a capa externa: (a) dano a capa externa e (b) segundo dano a capa externa.....	17
Figura 15 – Aspecto da AT de DF que apresnetou falha por SCC-CO <sub>2</sub> . ....	18
Figura 16 – (a) Variação das deformações em cada arame de um DF submetido a tração e (b) variação das deformações na AT ao longo da circunferência em DF submetido a tração e flexão. ....	19
Figura 17 – (a) Tensão efetiva armadura de tração externa e (b) tensão de montagem em diferentes DF.....	19
Figura 18 – Representação esquemática dos tipos de tensões residuais distribuídos ao longo da microestrutura dos materiais: (a) escala do material e (b) escala das tensões residuais. ....	21
Figura 19 – Crescimento de trinca de SCC-CO <sub>2</sub> em arame de armadura de tração. ....	22



Figura 20 – Funcionamento esquemático de difratometria para análise de TR: (a) ângulo de Bragg difratado, (b) alteração da distância interplanar e (c) alteração do ângulo de Bragg.....	24
Figura 21 – Difratômetro de raios X portátil. ....	25
Figura 22 – Estrutura do acelerador de partículas Sirius: (a) área externa e (b) área interna. ....	28
Figura 23 – (a) Posicionamento de uma amostra de armadura de pressão para medição de tensão residual com difratômetro de nêutrons e (b) os resultados obtidos antes e após o FAT.....	29
Figura 24 – Princípio de funcionamento do método do contorno: (a) amostra com tensão residual, (b) seccionamento da amostra, (c) medição dos deslocamentos normais a seção, (d) processamento dos dados, (e) cálculo através de elementos finitos e (f) perfil de tensões residuais da seção transversal.....	30
Figura 25 – Representação esquemática do método do seccionamento. ....	31
Figura 26 – Ciclo de histerese de um material ferromagnético.....	32
Figura 27 – Tipos de rosetas extensométricas especiais para o MFC: (a) tipo A, (b) tipo B e (c) tipo C.....	34
Figura 28 – Correção do resultado de tensão para componentes com (a) espessura menor do que o recomendado e (b) com raio de curvatura menor do que o recomendado por meio de coeficientes de calibração específicos a geometria. ....	36
Figura 29 – (a) Fator de correção $L_{\text{geometria}}$ para diferentes espessuras e (b) correção das tensões para geometria com espessura finita.....	37
Figura 30 – Esquemático da calibração do MFC pelo método de Kockelmann.....	38
Figura 31 – Fluxograma de etapas e atividades do trabalho. ....	40
Figura 32 – Fluxograma da metodologia para obtenção de amostra com padrões de tensão.....	41
Figura 33 – (a) Posicionamento da amostra e (b) posicionamento do dispositivo para execução do MFCe. ....	43
Figura 34 – Montagem da amostra em dispositivo de flexão em quatro pontos.....	44
Figura 35 – Dispositivo de torção.....	45
Figura 36 – Posicionamento da amostra para pré-deformação. (a) posicionamento da amostra na máquina de ensaios MUE e (b) detalhe do <i>clip gauge</i> instalado. ....	46

Figura 37 – Amostra pré-deformada posicionada para ensaio de flexão em quatro pontos: (a) configuração de montagem do ensaio e (b) posicionamento da amostra. ....	47
Figura 38 – Fluxograma de etapas para avaliação dos limites de profundidade de medição do MFC conforme ASTM E-837. ....	48
Figura 39 – (a) Ferramenta de usinagem do furo descentrada e (b) esquemático da usinagem excêntrica. ....	48
Figura 40 – Fluxograma da etapa de avaliação dos efeitos da geometria e do carregamento nos coeficientes de calibração do MFC. ....	50
Figura 41 – Condições de contorno modelo de análise de elementos finitos. ....	51
Figura 42 – Ponto de aplicação dos carregamentos: (a) tração e (b) flexão. ....	51
Figura 43 – Modelo de elementos finitos. ....	52
Figura 44 – Seção transversal do arame da armadura de tração. ....	57
Figura 45 – Detalhe das distâncias do extensômetro em relação ao centro do furo. ....	57
Figura 46 – Configuração de instalação 1. ....	58
Figura 47 – Configuração de instalação 2. ....	58
Figura 48 – Configuração de instalação 3. ....	58
Figura 49 – Fluxograma das etapas de comparativo entre técnicas de medição de tensão. ....	59
Figura 50 – Fluxograma da etapa de ensaios em escala real. ....	60
Figura 51 – Amostra A utilizada para ensaios de escala real. ....	60
Figura 52 – Duto flexível amostra escala real Amostra B. ....	60
Figura 53 – (a) Equipamento MFC posicionada para ensaio de tensão efetiva e (b) Rosetas extensométricas especiais para o MFC estendido e o MFC convencional. ....	61
Figura 54 – (a) Instrumentação do arame para determinação de tensão de montagem e (b) ensaio de tensões residuais. ....	62
Figura 55 – Curva tensão x deformação amostra como recebida. ....	63
Figura 56 – Metalografia do material como recebido. ....	64
Figura 57 - Resultado de tensão residual DRX Portátil: (a) tensões longitudinais e (b) tensões transversais. ....	64
Figura 58 - Resultado de tensão residual DRX de bancada: (a) tensões longitudinais e (b) tensões transversais. ....	65
Figura 59 – Tensão residual pelo MFC do arame como recebido ....	66

Figura 60 – Curva tensão x deformação após o tratamento térmico. ....	67
Figura 61 – Análise metalográfica amostra após temporária após o tratamento térmico .....	68
Figura 62 – Tensão residual amostra temporária .....	68
Figura 63– Tensão residual pelo MFC. ....	69
Figura 64 – Curva tensão x deformação após a pré-deformação 2%.....	70
Figura 65 – Tensões longitudinais amostra submetida a diferentes níveis de flexão. .....	71
Figura 66 – Tensões transversais amostra submetida a diferentes níveis de flexão.	71
Figura 67 – Tensão residual medida pelo DRX de bancada em amostras com padrão de tensão residual. ....	72
Figura 68 – Tensão residual medida pelo MFC em amostras com padrão de tensão residual.....	73
Figura 69 – (a) Furo na roseta com diâmetro de 5,13 mm e (b) furo roseta com diâmetro de 10,26 mm. ....	74
Figura 70 – Perfil de deformações com roseta de 5,13 mm até 2,0 mm de profundidade. ....	75
Figura 71 – Perfil de tensões com roseta de 5,13 mm até 2,0 mm de profundidade.	75
Figura 72 – Percentual de deformação aliviado com roseta de 5,13 ao longo da profundidade. ....	76
Figura 73 – Perfil de deformações com roseta de 10,26 mm até 3.0 mm de profundidade. ....	76
Figura 74 – Perfil de tensões com roseta de 10,26 mm até 3.0 mm de profundidade. .....	77
Figura 75 – Percentual de deformação aliviada com roseta de 10,26 ao longo da profundidade. ....	77
Figura 76 – Modelos para teste de convergência de malha: (a) 18 elementos na circunferencial e 10 elementos na radial, (b) 80 elementos na radial e 10 elementos na radial, (c) 6 elementos na circunferencial e 80 elementos na radial e (d) 36 elementos na circunferencial e 80 elementos na radial. ....	79
Figura 77 – Resultado teste de convergência de malha: (a) deformação longitudinal em função variação dos elementos na radial, (b) deformação transversal em função variação dos elementos na radial, (c) deformação longitudinal em função variação dos	

elementos na circunferencial e (d) deformação transversal em função variação dos elementos na circunferencial.....	80
Figura 78 – Visualização gráfica dos modelos com espessuras de (a) 16 mm e (b) 6 mm submetidos a tração.....	81
Figura 79 – Valores de deformação (a) longitudinal e (b) transversal em função de variação da espessura do componente submetido a tração.....	81
Figura 80 – Coeficientes de calibração (a) $K_x$ e (b) $K_y$ em função de variação da espessura do componente submetido a tração. ....	82
Figura 81 – Coeficiente de calibração $K_x$ em função da relação entre a espessura e o diâmetro do furo para diferentes profundidades. ....	82
Figura 82 – Diferença percentual do valor de $K_x$ da relação entre espessura de 6 mm e 16 mm. ....	83
Figura 83 - Visualização gráfica de modelo com espessura de (a) 16 mm e (b) 6 mm submetido a flexão. ....	84
Figura 84 –Valores de deformação (a) longitudinal e (b) transversal em função de variação da espessura do componente submetido a flexão. ....	84
Figura 85 - Coeficientes de calibração (a) $K_x$ e (b) $K_y$ em função de variação da espessura do componente submetido a flexão.....	84
Figura 86 – Comparativo tensão teórica ao longo da profundidade de componentes com 10 mm e 6 mm de espessura. ....	85
Figura 87 – Representação gráfica modelo de análise de elementos finitos com variação da distância do centro do furo até a borda de (a) 50 mm até (b) 7 mm em componentes submetidos a tração. ....	86
Figura 88 – Valores de deformação (a) longitudinal e (b) transversal em função de variação da distância do centro do furo até a borda do componente submetido a tração. ....	86
Figura 89 – Coeficientes de calibração (a) $K_x$ e (b) $K_y$ em função de variação da distância do centro do furo até a borda do componente submetido a tração. ....	87
Figura 90 - Coeficiente de calibração $K_y$ em função da relação entre a distância do centro do furo até a borda e o diâmetro do furo para diferentes profundidades.....	87
Figura 91 - Diferença percentual do valor de $K_y$ da relação entre distância do centro do furo até a borda de 7 mm e 50 mm. ....	88

Figura 92 – Representação gráfica modelo de análise de elementos finitos com variação da distância do centro do furo até a borda de (a) 50 mm até (b) 7 mm em componentes submetidas a flexão.....	88
Figura 93 - Valores de deformação (a) longitudinal e (b) transversal em função de variação da distância do centro do furo até a borda do componente submetido a flexão. ....	89
Figura 94 – Variação dos coeficientes de calibração específicos $K_x$ (a) e $K_y$ (b) em função da variação de distância do centro do furo até a borda de um componente submetido a flexão. ....	89
Figura 95 – Variação dos coeficientes de calibração, $K_x$ (a) e $K_y$ (b) para geometria específica do arame da armadura de tração em função do tipo de carregamento...	90
Figura 96 – Coeficientes de calibração em função de $\xi$ : (a) Tração pura e (b) flexão pura .....	90
Figura 97 – Tensões calculadas pelo método de Kockelmann: (a) tração, (b) flexão e (c) torção. ....	92
Figura 98 – Ângulo de direção das tensões principais.....	93
Figura 99 – Iteração dos valores de deformação na direção 2. ....	94
Figura 100 – Coeficiente de calibração $K_{xy}$ para cada condição de carregamento: tração, flexão e torção.....	94
Figura 101 – Ângulo de direção das tensões principais após a correção com o coeficiente de calibração $K_{xy}$ .....	95
Figura 102 – Variação de $K_{xy}$ em função da tensão cisalhante de calibração X vezes maior que a tensão de flexão e tração. ....	96
Figura 103 – Deformações aliviadas em função da condição de carregamento.: (a) tração, (b) flexão e (c) torção .....	97
Figura 104 – Variação das deformações em função da combinação de carregamentos distintos: (a) 0.5 vezes tração, 0.5 vezes flexão e 0 vezes torção, (b) 0.5 vezes tração, 0.5 vezes flexão e 1 vezes torção, (c) 0.5 vezes tração, 0.5 vezes flexão e 2 vezes torção e (d) 0.5 vezes tração, 0.5 vezes flexão e 3 vezes torção. ....	98
Figura 105 – Determinação da componente de torção em função da relação entre deformações.....	99
Figura 106 – Tensão longitudinal normalizada. ....	100
Figura 107 - Tensão transversal normalizada.....	100

Figura 108 - Tensão cisalhante normalizada, .....	101
Figura 109 – Resultado do alívio de deformações do arame em tração, resultado experimental em comparação numérico. ....	102
Figura 110 – Tensão efetiva para amostra carregada em tração de 300 MPa, (a) calculada com coeficientes de tração sem correção e (b) calculada com coeficientes de tração após a correção com coeficiente $K_{xy}$ .....	103
Figura 111 – Resultado do alívio de deformações do arame em flexão, resultado experimental em comparação numérico. ....	105
Figura 112 – Tensão efetiva para amostra carregada em flexão, (a) calculada com coeficientes de tração pura e (a) calculada com coeficientes de flexão pura. ....	106
Figura 113 – Deformações ao longo da profundidade para amostra carregada em torção. ....	107
Figura 114 – Tensão efetiva para amostra carregada em torção: (a) calculada com coeficientes de flexão sem correção, e (b) após a correção.....	107
Figura 115 – Deformações ao longo da profundidade após o MFCe. ....	109
Figura 116 – Tensão residual ao longo da profundidade.....	109
Figura 117 – Comparativo das tensões longitudinais entre técnicas de medição de tensão residual nas amostras permanentes. ....	110
Figura 118 – Comparativo das tensões transversais entre técnicas de medição de tensão residual nas amostras permanentes. ....	111
Figura 119 - Comparativo das tensões cisalhantes entre técnicas de medição de tensão residual nas amostras permanentes. ....	111
Figura 120 – Deformações após o MFC, sendo (a) MFC estendido e (b) MFC convencional. ....	112
Figura 121 – Tensão efetiva nas três direções da Amostra A. ....	113
Figura 122 – Tensões efetivas máximas e mínimas principais da Amostra A. ....	113
Figura 123 – Perfil de deformações Amostra A: (a) MFC estendido e (b) MFC convencional. ....	114
Figura 124 – Tensão residual Amostra B. Tensão nas três direções. ....	115
Figura 125 – Tensões residual máximas e mínimas principais da Amostra A.....	116
Figura 126 – Deformações aliviadas após a usinagem do furo. Medições no mesmo arame, geratriz $0^\circ$ , sendo (a) MFC estendido e (b) MFC convencional. ....	116

Figura 127 – Tensões efetivas Amostra B. Resultados compilados do MFC estendido e do MFC convencional.....	117
Figura 128 – Tensões principais Amostra B. Resultados compilados MFC estendido e convencional. ....	117
Figura 129 – Alívio de deformações tensão residual da Amostra B: (a) MFC estendido e (b) MFC convencional. ....	118
Figura 130 – Tensão residual Amostra B, tensões no plano. ....	119
Figura 131 – Tensão residual Amostra B, tensões principais e tensão de von Misses. ....	119

**LISTA DE TABELAS**

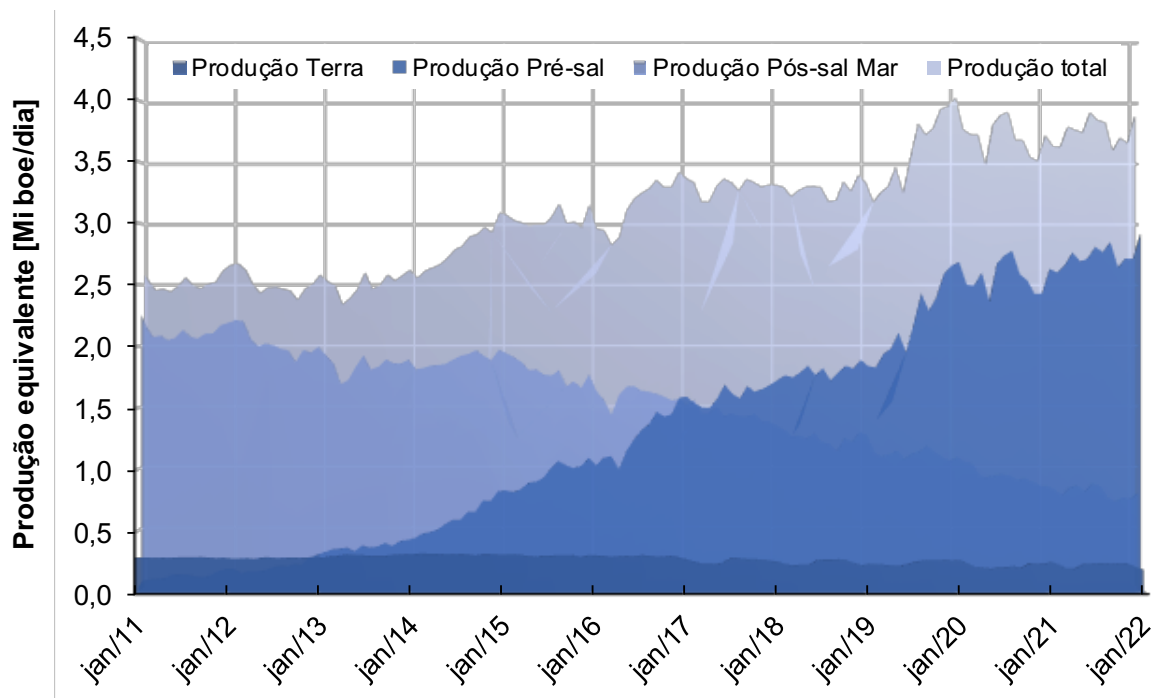
Tabela 1 – Resumo das características de cada método de medição de TR.....	23
Tabela 2 – Limites estabelecidos para cada tipo de roseta especial para o MFC ....	35
Tabela 3 – Parâmetros variados no modelo de elementos finitos. ....	53
Tabela 4– Valores de deformação em função de $\xi$ .....	103
Tabela 5 – Valores de deformação em função de $\xi$ .....	105
Tabela 6 – Valores de deformação em função de $\xi$ .....	107
Tabela 7 – Tensões de montagem Amostra A.....	114
Tabela 8 – Tensões de montagem Amostra B.....	118



## 1. Introdução

Os campos de produção de óleo e gás do pré-sal no Brasil possuem alguns dos melhores poços exploratórios de águas profundas do mundo. As principais bacias produtoras que compõem o pré-sal são as bacias de Campos e de Santos, localizadas na costa brasileira, entre os estados de Santa Catarina até o sul do Espírito Santo. Desde 2017 os campos do pré-sal são responsáveis pela maior parte da produção de óleo e gás nacional, Figura 1 (ANP, 2021). Atualmente, no pré-sal existem 130 poços com produção diária de mais de 2.8 milhões barris de óleo, equivalente 74% da produção nacional.

Figura 1 – Produção equivalente (Mi boe/dia) por tipo de ambiente no Brasil.



Fonte: ANP (2021) adaptado pelo autor.

Os campos do pré-sal estão localizados em águas ultra profundas, com lâmina d'água superior a 2.000 metros. Os desafios tecnológicos para exploração do pré-sal são imensos, principalmente devido as condições extremas destes ambientes que possuem como característica a alta concentração de dióxido de carbono (CO<sub>2</sub>), sulfeto de hidrogênio (H<sub>2</sub>S), além de baixas temperaturas (SILVA et al., 2022). Garantir a confiabilidade operacional das estruturas que operam nestas condições é de extrema relevância.

Um tipo de estrutura fundamental no sistema de produção de óleo e gás são os dutos flexíveis (DF), estruturas responsáveis pelo escoamento da produção e injeção

de gás *lift* ou água nos poços *offshore*. A ruptura de um DF pode acarretar em prejuízos econômicos e ambientais catastróficos (GONÇALVES, 2018).

Atualmente, o Brasil conta com mais de 19.000 Km de dutos de óleo e gás instalados (ANP, 2021). O sistema de produção submarino nacional é predominado pela utilização de DF de camadas não aderentes (*unbonded*), estruturas compostas por diferentes camadas poliméricas, com características que promovem redução de atrito, vedação e isolamento térmico, e camadas metálicas, responsáveis por suportar os esforços mecânicos (ANDRADE, 2018). A configuração típica de um DF *unbonded* é mostrada na Figura 2.

Figura 2 – Configuração típica de um dutos flexíveis *unbonded*.



Fonte: Silva (2018).

Os custos com DF's podem representar até 12% do capital investido em um sistema de produção submarino de águas ultra profundas (BAI E BAI, 2018). Atualmente, o valor de um DF ultrapassa 3.500 US\$ por metro (HONG, 2019). Estes custos elevados evidenciam a necessidade do controle de qualidade dos processos de manufatura de um DF para assegurar que suas camadas estejam de acordo com as especificações de projeto, garantindo segurança e confiabilidade operacional.

Os processos de fabricação de um DF é complexo em especial para as camadas metálicas como as armaduras de tração (AT), estruturas formadas por arames de aço carbono, com alta resistência mecânica, enroladas de forma helicoidal sob o duto através de um equipamento conhecido como máquina armadora, Figura 3 (FERNANDO, 2017; TECHNIP, 2021; BORGES, 2017).

Do recebimento até a etapa final de assentamento, os arames que compõem a AT passam por diferentes etapas que envolvem elevados níveis de conformação a frio

como, por exemplo: o desbobinamento, a passagem por roletes para endireitamento; o rebobinamento, para os carretéis da máquina armadora; e a pré-forma para assentamento sob o duto (MARINHO, 2014; NEGREIROS, 2016). Todos estes processos alteram de forma significativa o estado de tensões residuais (TR) destes arames que, como consequência, podem interferir na vida útil dos DF's.

Figura 3 – Exemplo de uma máquina armadora durante a montagem da armadura de tração.



Fonte: Technip, 2015

Além disto, durante a montagem o assentamento destes arames sob o duto tende a armazenar energia elástica de retorno, formando um efeito de mola, conhecido como *springback*. Erros durante os processos de assentamento podem induzir níveis de tensão elástica de retorno elevados nestas armaduras (MA E WELO, 2021).

Após a montagem das armaduras de tração sob o duto as tensões residuais, geradas na fabricação dos arames e alteradas pelos processos de fabricação, e as tensões elásticas, originadas durante a montagem, irão somar-se compondo um estado de tensão efetivo da AT. Conhecer a tensão efetiva de uma estrutura é de vital importância visto que estas tensões irão somar-se as tensões de serviço durante sua operação. Conforme norma API 17 J (2008) o nível de tensão, em condições normais de operação na AT não pode exceder o equivalente a 0.55 da tensão de escoamento do material que a compõe.

Operar com linhas flexíveis submetidas a elevados níveis de tensão pode representar um grande risco. Além de falhas catastróficas devido à sobre carga, os arames da AT são susceptíveis a ocorrência do fenômeno de corrosão denominado corrosão sob tensão (stress crack corrosion (SCC)) (NEGREIROS, 2016; BORGES 2017). No Brasil, os campos de produção do pré-sal apresentam um ambiente extremamente corrosivo que facilita o surgimento de trincas em decorrência deste fenômeno. O SCC pode levar os arames da AT a falha catastrófica de forma prematura. Trincas deste tipo são iniciadas na superfície e se propagam ao longo da profundidade do material, de forma perpendicular ao carregamento. Entretanto, em alguns casos trincas deste tipo podem permanecer inativas durante toda vida útil do componente. É sugerido que o estado de TR em maiores profundidades pode influenciar no coalescimento ou na inatividade de trincas de SCC (SANTOS, 2020).

## 2. Motivação

O primeiro registro oficial de falha em um duto flexível no Brasil ocorreu em janeiro de 2017. O evento foi caracterizado pelo rompimento completo de um trecho submerso de um DF de injeção de gás que possuía apenas dois anos de operação (ANP, 2017). Dentre as principais causas do acidente foi constatado que o elevado nível de tensões residuais somado as tensões de operação foram suficientes para acionar os mecanismos de SCC, contribuindo para a ruptura dos arames. As imagens do duto rompido e do aspecto dos arames da armadura de tração após a falha são mostradas na Figura 4 (a) e Figura 4 (b).

Figura 4 – Falha operacional de duto flexível: (a) duto rompido e (b) aspecto dos arames da armadura de tração



Fonte: ANP, 2017.

Este primeiro evento trouxe uma série de preocupações para a indústria de flexíveis pois revelou uma fragilidade destas estruturas jamais relatada: a existência de dutos flexíveis com AT sujeitas a níveis de tensão efetiva extremamente elevados. O trabalho de Silva (2018) avaliou a tensão efetiva de algumas linhas de dutos flexíveis retirados de operação e identificou que, em alguns casos, as tensões efetivas na armadura de tração eram próximas a tensão de escoamento do material. Na Figura 5 é mostrada uma das linhas de duto flexível que foi analisada, após a retirada da capa externa. Na imagem é evidente a abertura da AT, muito acima do esperado.

Figura 5 – Retorno elástico da armadura de tração de um dutos flexível durante a dissecação.



Fonte: Silva, 2018

No país, a grande preocupação é quanto à possibilidade da ocorrência de novas falhas em DF que estão em operação, o que colocaria em risco grandes investimentos já realizados. Além disto, as dúvidas que surgem quanto as condições atuais do estado de tensão das linhas flexíveis já instaladas podem levar a uma grande crise no setor de DF, inviabilizando novos projetos.

Atualmente não existe um consenso de qual a melhor técnica de inspeção para avaliação do estado de tensão de linhas de DF. Por este motivo é importante o desenvolvimento de técnicas de inspeção que possibilitem determinar com confiabilidade estas informações. Além disto, este tipo de inspeção deve ser passível de ser aplicado em dutos que já estejam em operação no intuito de avaliar sua vida útil.

Conhecer o estado de tensões de um material é possível através de diferentes métodos, cada qual com suas características específicas como, por exemplo, profundidade de penetração, portabilidade, dentre outras. Os principais métodos de medição de tensão são: difratometria de nêutrons (DN), difratometria de raios X (DRX), métodos eletromagnéticos, método do contorno (MC), método de seccionamento (MS) e o método do furo cego (MFC).

Dentre estes métodos, o MFC apresenta-se como protagonista por apresentar grandes vantagens como, por exemplo, baixo custo, possibilidade de aplicação *in-loco*, além de, possibilitar conhecer perfil do estado de tensão próximos a superfície (0,08 mm) até maiores profundidades no material. Este método já foi aplicado para determinar estado de tensão efetiva de dutos flexíveis através de uma metodologia desenvolvida por Silva (2018). Na Figura 6 é mostrado o equipamento montado sob o DF para determinação de tensão na AT.

Figura 6 – Equipamento do MFC montado em duto flexível.



Fonte: Silva, 2018

O MFC é padronizado pela norma ASTM E837 (2020). Esta norma determina as restrições geométricas do componente em análise, assim como, o limite de profundidade de medição. Considerando a geometria dos arames da AT o limite de profundidade imposto pela norma é de 1,0 mm. Entretanto, para um melhor entendimento da influência estado de tensão nos mecanismos de falha nos arames da AT, sobretudo nos fenômenos que envolvem SCC, é fundamental conhecer o estado de tensão para profundidades ainda maiores.

Existem diversos estudos desenvolvidos especificamente para extensão da profundidade de medição do MFC e também para sua aplicação em geometrias que extrapolam os limites estabelecidos pela norma ASTM E837 (VALENTINI *et al.*, 2019; NOBRE, KORNMEIER e SCHOLTES, 2018; BARSANTI *et al.*, 2016; SCHAJER, 2020). No entanto, não existem estudos que apresentem soluções práticas para estender a profundidade de medição do MFC na geometria específica dos arames da AT de DF, comumente geometrias de pequena espessura e reduzida largura.

Para estender a profundidade de medição do MFC é necessário que sejam realizados furos com maior diâmetro e utilizadas rosetas especiais para o método também de maior diâmetro (ASTM E-837, 2020). O desafio reside na limitação dimensional dos arames da AT, o que torna necessário a revisão do tratamento matemático dos dados a partir da determinação de funções de calibração específicas e avaliação experimental da configuração de montagem das rosetas extensôométricas para essa condição de medição.

### **3. Objetivos**

O objetivo principal deste trabalho é:

- Adequar os métodos de cálculo e a metodologia de ensaio do MFC para permitir a caracterização de tensões nos arames da AT de DF em maiores profundidades, superando as limitações dimensionais e geométricas de aplicação do método.

Além deste, ao longo do trabalho objetivos específicos também foram traçados e atingidos. São eles:

- Elaborar metodologia para obtenção de amostras de arames da AT com padrão de TR;
- Avaliar os limites de profundidade de caracterização de TR em arames da AT de DF utilizando o MFC de acordo com os procedimentos da norma ASTM E-837;
- Avaliar, através de estudo parametrizado, do efeito da variação da espessura e largura dos arames da AT de DF nos coeficientes de calibração para o método de Kockelmann;
- Avaliar o efeito dos tipos de carregamento do arame, tração, flexão e torção, nos coeficientes de calibração para o método de Kockelmann;

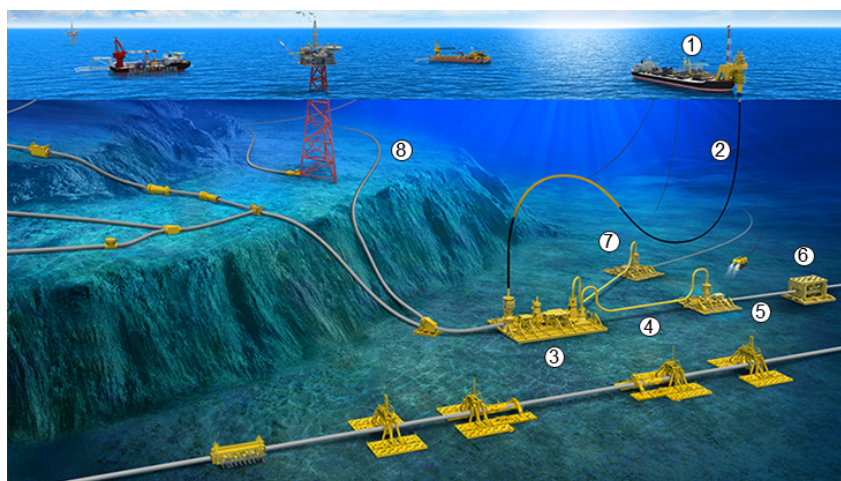
- Estabelecer o comparativo entre as técnicas de medição do método do furo cego convencional, método do furo cego estendido e difratometria de raios X;
- Avaliar as tensões efetivas, de montagem e residuais de amostras de DF em escala real;

#### 4. Revisão bibliográfica

##### 4.1 Dutos flexíveis

Dutos flexíveis são estruturas complexas formadas por diferentes camadas (metálicas e poliméricas) utilizadas para escoamento da produção submarina ou para injeção de gás *lift* ou água nos poços *offshore*. Comparado com dutos rígidos, os DF's apresentam vantagens como menor custo e tempo de instalação. Outro benefício, é que este tipo de equipamento se adapta melhor a movimentação das marés, o que é essencial para aplicação nas unidades flutuantes de produção, armazenamento e transferência (em inglês, floating, production, storage and offloading - FPSO). As FPSO são o tipo de plataforma mais utilizadas no Brasil, principalmente para produção em águas profundas e ultra profundas (MORAIS, 2014). Na Figura 7 é apresentado um sistema de produção submarino e a identificação de alguns que são utilizados na produção (PEREIRA, 2019).

Figura 7 – Equipamentos de um sistema de produção submarino.



- |                    |  |
|--------------------|--|
| 1 – FPSO           | 5 – Jumper flexível                            |
| 2 – Riser flexível | 6 – Válvulas de desligamento emergência (ESDV) |
| 3 – Manifold       | 7 – Árvore de natal                            |
| 4 – Jumper rígido  | 8 – Flowline                                   |



A classificação dos dutos flexíveis pode ser feita em categorias: *riser*, *jumper* e *flowline*. É denominado *riser* o trecho de um DF que conecta os equipamentos da superfície com as instalações submarinas e está sujeito as movimentações dinâmicas da FPSO e das condições marítimas. *Jumpers* são *risers* de pequeno comprimento responsáveis por interligar os equipamentos de produção submarina como, por exemplo, a árvore de natal e o *manifold*. *Flowlines* são linhas de dutos flexíveis instaladas ao longo do leito marinho e são utilizadas para injeção de água e gás *lift* ou para transporte dos fluídos dos poços de produção. Por serem instalados diretamente no leito submarino este tipo de estrutura é projetada para carregamentos estáticos e durante sua operação não são esperados carregamentos dinâmicos ou movimentos cíclicos. (FERGESTAD e LØTVEIT, 2017).

Os DF's também podem ser classificados quanto ao seu tipo de processo de produção: *bonded* ou *unbonded*. DF's *bonded*, também denominados DF de camadas aderentes, possuem todas as suas camadas unidas umas às outras através de um processo de vulcanização, isto faz com que todas as camadas do duto atuem de maneira uniforme, como uma única camada (API 17J, 2008; API 17K, 2008). Nos DF's *unbonded* ou de camadas não aderentes, cada camada possui contato com a camada adjacente, portanto, existe um movimento relativo entre as camadas. DF's de camadas aderentes são utilizados principalmente como *jumpers* em trechos curtos (entre 12 e 100 metros) para aplicações com alto carregamento dinâmico. Os DF's de camadas não aderentes podem possuir um grande comprimento (acima de alguns quilômetros) e são comumente utilizados como *flowlines* e *risers* (FERGESTAD e LØTVEIT, 2017).

#### **4.1.1 Normatização**

Todos os aspectos do projeto de um duto flexível, desde de a definição de funcionalidade até a sua instalação, são abordados por normas e códigos internacionais, tais como:

- API 17J (2008) e ISO 13628-2 (2006): Dutos flexíveis de camadas não aderentes;
- API 17K (2005) e ISO 13628-10 (2005): Dutos flexíveis de camadas aderentes;
- API 17B (2008) e ISO 13628-11 (2007): Recomendações práticas para dutos flexíveis;

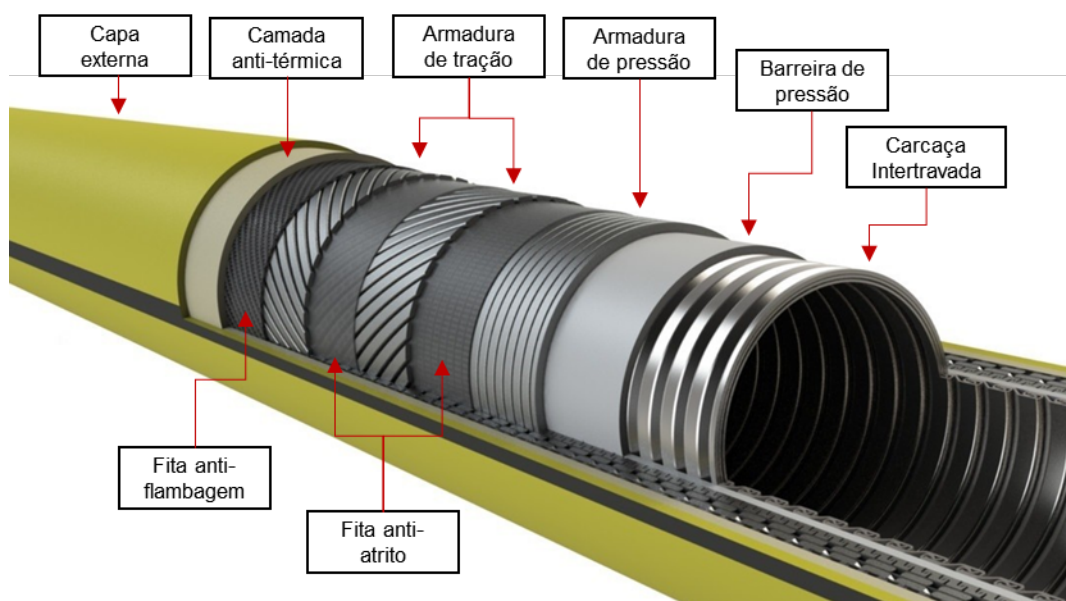
Equipamentos auxiliares para os sistemas de DF's são descritos em detalhes pelas normas API 17L1 (2013) e API 17L2 (2013). Existem outras normas auxiliares que são utilizadas para definição de cargas hidrodinâmicas, qualificação em ambientes corrosivos, gerenciamento de integridade estrutural, dentre outros. As principais sociedades que definem estas normas são: DNV, Norsok, ASME, NACE.

Este trabalho é focado em dutos flexíveis do tipo *unbonded* e por este motivo nos próximos tópicos será dado maior enfoque nos processos que envolvem a produção deste tipo de estrutura.

#### 4.1.2 Composição

Na Figura 8 é apresentada a composição típica de um DF *unbonded*. Cada camada que compõe o DF possui função específica.

Figura 8 – Composição típica de um duto flexível unbonded.



Fonte: SIMEROS (2017) adaptado pelo autor.

As principais camadas que compõem o duto são:

- **Carcaça intertravada:** é a camada mais interna de um DF e é o único componente metálico que está em contato direto com os fluidos de produção. Uma grande variedade de aços inoxidáveis austeníticos e duplex têm sido usados como materiais de carcaça para DF *unbonded*. Na maioria das aplicações é usado aço inoxidável austenítico, normalmente AISI 304L, 316L ou similar. A principal função da carcaça intertravada é fornecer ao DF resistência à pressão hidrostática externa. A carcaça intertravada também fornece resistência ao do esmagamento do duto durante as operações de instalação e manuseio. Outra função desta camada é fornecer

proteção mecânica contra ferramentas de inspeção (PIG) e partículas abrasivas (GONÇALVES, 2018; API 17J 2008).

•Barreira de pressão: é responsável por manter a estanqueidade do DF, contendo os fluídos de produção no interior do duto. Esta barreira é composta por um material termoplástico que é extrudado sobre a carcaça intertravada. As propriedades da barreira de pressão delimitam o limite da temperatura de serviço do DF e a composição química dos fluidos que podem ser transportados através da linha (BORGES, 2017).

•Armadura de pressão: a função primária da AP é conter a barreira de pressão e fornecer resistência a tensões radiais causadas pela pressão interna no duto. A armadura de pressão também fornece resistência radial ao esmagamento do DF devido ao manuseio ou carregamentos acidentais. Esta armadura é composta por arames de aço carbono de alta resistência mecânica, entre 700 e 900 MPa, intertravados entre si, assentados sob o duto em um ângulo próximo de 90°. Existem algumas configurações que são utilizadas: Zeta/Flexlok, Tipo C e Tipo T (MOLTER, 2021). Na Figura 9 é apresentada a seção transversal de arames no formato Zeta.

Figura 9 – Seção transversal armadura de pressão do tipo Zeta/Flexlok.



Fonte: Molter, 2021.

•Armadura de tração: a AT é composta por duas ou quatro camadas e fornece resistência a tensões axiais causadas pela pressão interna, por carregamentos externos e pelo peso do próprio duto. As camadas da AT são enroladas em sentidos opostos de forma helicoidal ao longo do duto para evitar sua torção quando o submetido a carregamentos axiais. O ângulo de enrolamento dos arames é, comumente, entre 20° e 55° (MOREIRA, 2022). Na Figura 10 (a) é apresentada a armadura de tração externa de um duto flexível exposta. Além do perfil oblongo (perfil

retangular com bordas arredondadas), Figura 10 (b), existe o perfil redondo e o perfil retangular (BORGES, 2017). Os arames da AT são produzidos por laminação a frio a partir de hastes trefiladas de aço carbono ou baixa liga. Em geral, o material dos arames da AT não é padronizado, na maioria dos casos, cada fornecedor apresenta material com diferentes propriedades (NEGREIROS, 2016). O fator determinante seleção do material da AT é a susceptibilidade do material à SCC (FERGESTAD e LØTVEIT, 2017).

Figura 10 – Armadura de tração: (a) AT de DF e (b) arames da AT individuais.



Fonte: FERGESTAD e LØTVEIT, 2017.

•**Fita anti-atrito:** em um riser flexível submetido à carregamentos cíclicos, os arames da AT deslizarão ciclicamente em relação às camadas de aço adjacentes com tensão de contato significativa. Se duas camadas das armaduras de aço estiverem em contato direto, pode ocorrer desgaste ou fadiga por atrito. Por esta razão, a fita anti-atrito é aplicada entre as camadas de armadura de aço. A fita anti-atrito não é à prova de vazamentos. Os materiais utilizados para confecção das fitas anti-atrito são comumente termoplásticos e, geralmente, possuem espessura próxima de um milímetro (BORGES, 2017; API 17J, 2008).

•**Fita anti-flambagem:** um DF é susceptível a cargas de torção e de compressão axial, que podem ocorrer durante sua instalação ou em condições de parada de produção. Esses modos de carregamento podem levar à flambagem radial dos arames da AT, levando a uma falha conhecida como 'gaiola de pássaro'. Por esta razão, fitas anti-flambagem são aplicadas sob os arames da AT, evitando a

flambagem destes arames. O material da fita anti-flambagem é, comumente, aramida ou fibra de vidro (API 17J, 2008).

- Camada anti-térmica: localizadas entre a AT e a capa externa. São responsáveis por fornecer isolamento térmico ao fluido, quando necessário (API 17J, 2008);

- Capa externa: a principal função da capa externa é conter o ingresso de água do mar, oxigênio e outros contaminantes no anular do duto, a fim de evitar a corrosão nas armaduras metálicas, além de, promover proteção mecânica à AT. O material que compõe a capa externa é um termoplástico extrudado, comumente polietileno de alta densidade (HDPE). Conforme registros históricos, a grande maioria das falhas em DF são em decorrência de danos na capa externa, sendo que, na maior parte dos casos estes danos ocorrem durante instalação dos dutos (BORGES, 2017; API 17J, 2008).

Nos próximos tópicos será dado ênfase nos processos de fabricação e montagem da AT e AP, camadas que possuem maior relevância do ponto de vista de resistência mecânica.

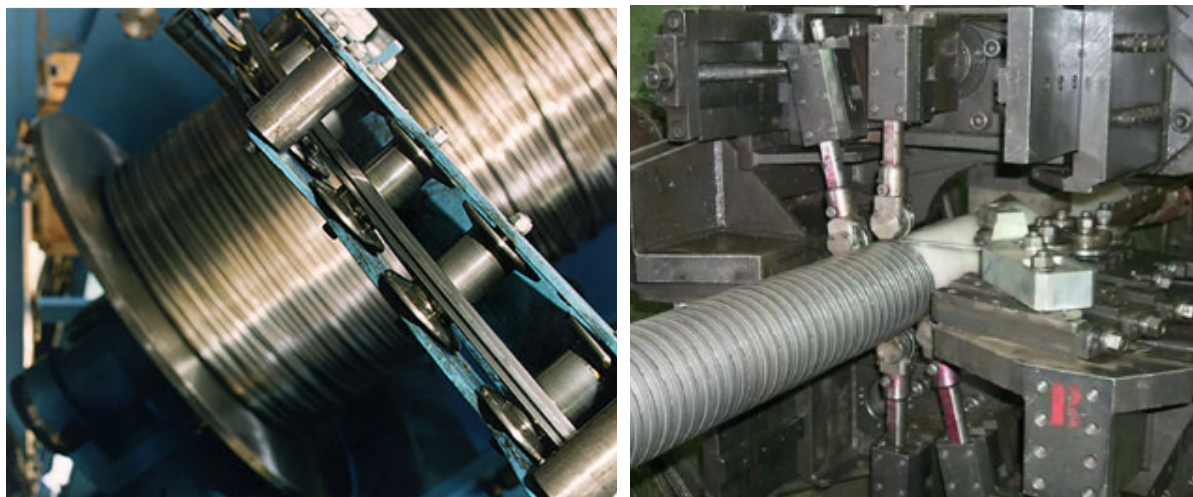
#### **4.1.3 Fabricação, testes de aceitação de fábrica, marcação e armazenamento**

Há poucos fabricantes de dutos flexíveis no mundo. No Brasil os principais fornecedores são: TechnipFMC, Wellstream GE Oil & Gas, NOV e Prysmian. Cada fornecedor aplica métodos de fabricação próprio e distintos para atingir os requisitos de fabricação da norma API 17J.

Os processos de fabricação e montagem das armaduras metálicas envolvem elevados níveis de conformação mecânica a frio, fazendo que as propriedades do material sejam heterogêneas ao longo da sua seção transversal, aumentando a complexidade do entendimento do comportamento do material em fadiga ou resistência ao colapso (NEGREIROS, 2016).

A fabricação da AP pode ser descrita em três etapas. Na primeira fase, os arames retangulares, como recebidos do fornecedor, passam por uma série de roletes, causando sucessivos dobramentos, e são rebobinados para as bobinas da máquina armadora da AP. A máquina é alimentada com duas ou quatro bobinas de arames. Na segunda etapa, o arame é dobrado no plano lateral através de um conjunto de roletes para formar o ângulo de assentamento sob o duto, Figura 11 (a). Na fase final, o perfil da armadura é formado e enrolado sob o duto, Figura 11 (b) (FACHINI, 2014).

Figura 11 – Processo de fabricação e montagem da armadura de pressão: (a) dobramento dos arames da armadura de pressão e (b) assentamento da armadura sub o duto.



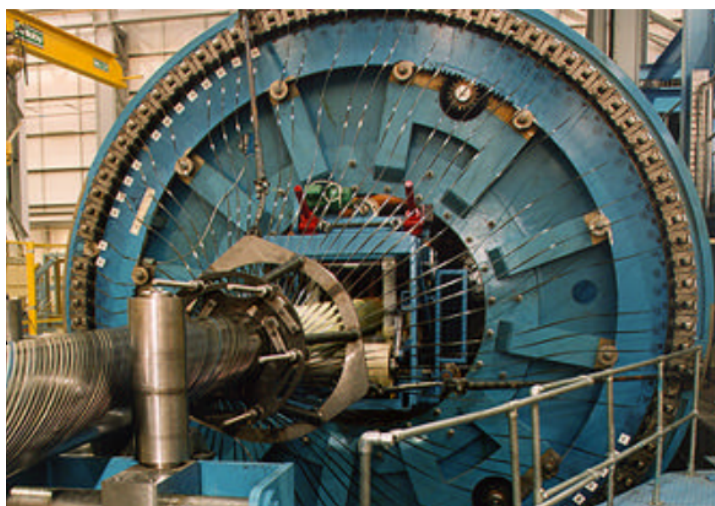
(a)

(b)

Fonte: Fachini, 2014.

A fabricação da AT envolve alguns processos similares ao da AP. Na primeira etapa os arames, como recebido do fornecedor, passam por roletes, causando sucessivos dobramentos, e são rebobinados para as bobinas da máquina armadora da AT. O número de bobinas que alimenta a máquina armadora da AT é equivalente ao número de arames da AT. Na segunda etapa, os arames passam por ferramentas que causam torção no fio, concedendo uma pré-forma aos arames, possibilitando o correto assentamento dos fios sob o duto, Figura 12 (NEGREIROS, 2016; NORGES, 2017; FACHINI, 2014).

Figura 12 – Máquina armadora da armadura de tração.



Fonte: Fachini, 2014

O ângulo da torção e a velocidade que o duto passa pela máquina armadora são parâmetros fundamentais para atingir as especificações de projeto do DF. Durante a montagem da AT, a velocidade que as bobinas da máquina armadora desenrola deve ser ajustada à medida que o duto avança, com a finalidade de compensar a alteração do diâmetro das bobinas e garantir uma tensão constante nos arames.

Ao final do processo de fabricação os dutos flexíveis devem passar por uma série de testes, denominados testes de aceitação de fábrica (FAT), para avaliação de possíveis defeitos de fabricação. De acordo com API 17J (2008) os principais testes a serem realizados durante o FAT são:

- Teste de aferição: o teste de aferição deve ser realizado antes do teste hidrostático. Um pig de inspeção é utilizado para detectar qualquer obstrução no interior do duto. O critério de aceitação é que o pig deve passar pelo interior do duto sem danos.
- Teste hidrostático: A pressão mínima do teste hidrostático para *flowlines* e *jumpers* deve ser 1,3 vezes a pressão de projeto. Para todas as outras aplicações, incluindo *risers* e *jumpers* de *topside*, a pressão mínima do teste hidrostático deve ser 1,5 vezes a pressão de projeto. A perda de pressão durante o teste hidrostático não deve exceder a 4% da pressão do teste em um período de 24 horas. Como critério de aceitação nenhum vazamento deve ser observado no duto durante o teste e nenhuma deformação permanente ou dano deve ser observado nas áreas de conexões das extremidades.
- Teste de resistência e continuidade elétrica: realizado após o teste hidrostático. Esse teste deve ser realizado entre os conectores e a carcaça, com o objetivo de medir a resistência elétrica entre esses pontos. A resistência elétrica entre os conectores e a carcaça deve ser maior que  $1\text{k}\Omega$ , enquanto a resistência entre os conectores deve ser menor que  $10\Omega/\text{km}$  de duto.
- Teste do sistema de ventilação de gás: Este teste deve ser realizado após o teste hidrostático e serve para demonstrar que o sistema de alívio de gás, incluindo válvulas usadas para aliviar o acúmulo de pressão no anular do duto, funciona corretamente.

A última etapa da fabricação de um DF é a marcação e o armazenamento. A marcação do DF deve ser aplicada em ambas extremidades e deve tornar o DF permanentemente identificável para a vida útil especificada. As principais marcações que podem ser aplicadas são: marcações circulares em intervalos regulares para

referência na instalação e içamento; e listras longitudinais para avaliação visual de torção no DF (API 17J, 2008).

O armazenamento do DF é comumente feito em grandes carretéis. Dependendo do diâmetro da linha, quilômetros de duto são armazenados em um único carretel, Figura 13. No armazenamento, o DF não deve ser submetido a um raio de curvatura menor que o raio mínimo de curvatura. Os terminais e conectores devem ser envoltos em proteções resistentes e ambas as extremidades do DF devem ser seladas.

Figura 13 – Carretel de armazenamento de um duto flexível



Fonte: Egues, 2021.

#### 4.1.4 Modos de falha

Durante a operação os DF estão sujeitos a cargas dinâmicas que podem levar a falhas que poderão causar vazamento ou ruptura do duto. Com base na API 17B (1998) os principais modos de falha são: colapso; explosão; falha devido a tração, compressão ou torção; falha por fadiga; falha por dobramento; erosão; e corrosão.

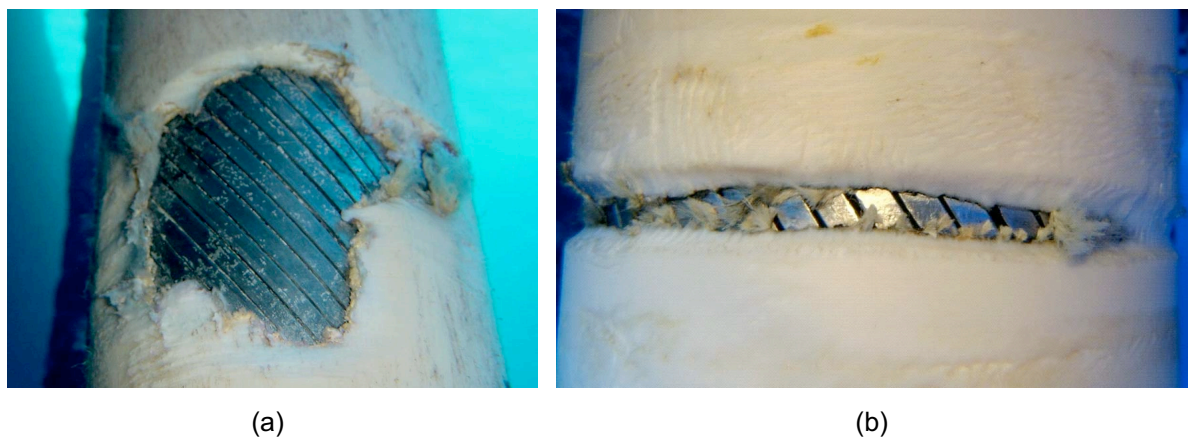
Os modos de falha representam uma sucessão de defeitos nas camadas que compõem o duto. O fator mais comum que leva a falha nos flexíveis são danos a capa externa (NEGREIROS, 2016). Danos na capa externa expõe as armaduras metálicas as condições ambientais externas o que acelera os mecanismos de corrosão. Na Figura 14 (a) é mostrado um flexível com dano na capa externa e na Figura 14 (b) um segundo dano na capa externa (CARNEVAL, MARINHO e SANTOS, 2006).

Com relação a AT, o principal mecanismo de falha é a ruptura individual ou múltipla de arames devido a subestimação de parâmetros de carregamento como, por exemplo, pressão interna, momento fletor ou tensão axial. Zhu et al. (2021) apontam que a ruptura de arames na AT interna é mais significativa para redução da



capacidade de carga do DF e, além disto, no estudo que foi conduzido, foi identificado que quando há falha em oito arames na armadura interna e doze arames na armadura externa o DF tende a falhar com cargas em tração menores de que 500 kN.

Figura 14 – Duto flexível com dano a capa externa: (a) dano a capa externa e (b) segundo dano a capa externa.



Fonte: Carneval, Marinho e Santos, 2006.

Um fator importante que acelera a degradação da AT é a interação entre a água do mar com contaminantes infiltrados através do anular do duto a partir dos fluídos de produção, tais como,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2\text{S}$  e gás metano ( $\text{CH}_4$ ). No anular, estes contaminantes formam uma solução altamente corrosiva denominada de *sour* gás que pode levar a falha prematura dos arames da AT através de fenômenos como trincamento induzido por hidrogênio (do inglês, Hydrogen Induced Cracking - HIC) e SCC- $\text{CO}_2$  (HINCAPIE-LADINO E FALLEIROS, 2015).

No Brasil, falhas de SCC- $\text{CO}_2$  foram relatadas em dutos flexíveis de injeção de gás com apenas dois anos de operação (ANP, 2017). Na Figura 15 é mostrado o aspecto da AT do DF que apresentou falha devido o fenômeno de SCC- $\text{CO}_2$ . Basicamente, os fatores necessários para ocorrência da SCC- $\text{CO}_2$  são: ambiente corrosivo, susceptibilidade do material e elevados níveis de tensão (SANTOS, 2020). Os campos de produção *off-shore* do pré-sal no Brasil são um ambiente muito favorável para ocorrência deste fenômeno tornando este um grande desafio para produção de óleo e gás nacional.

Figura 15 – Aspecto da AT de DF que apresnetou falha por SCC-CO<sub>2</sub>.



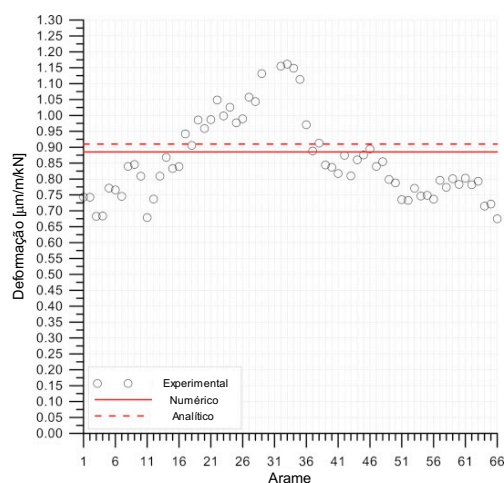
Fonte: ANP, 2017.

#### 4.1.5 Estado de tensão nas armaduras de DF

O estado de tensão das armaduras de DF's após a fabricação e também quando estão submetidas a carregamentos externos é alvo de estudo de diferentes autores (DE SOUSA et al., 2018; LU et al. 2022; SILVA, 2018).

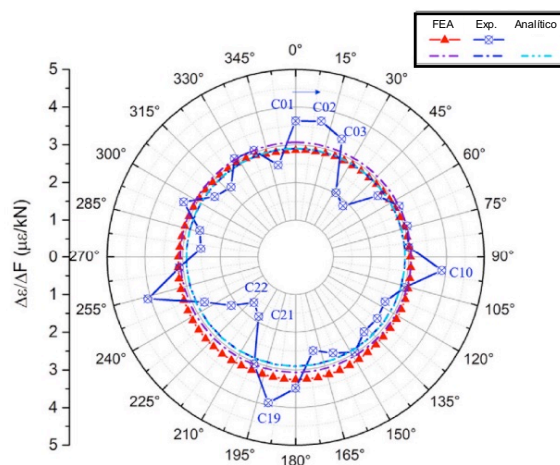
De Sousa et al. (2014) avaliou, com uso extensômetros de resistência elétrica (ERE), que a deformação nos arames da AT de DF submetidos a carregamentos em tração varia ao longo da seção do duto e também ao longo de seu comprimento, sendo que os maiores níveis de deformação ocorrem na região próxima ao conector. Na Figura 16 (a) é mostrado os resultados obtidos pelo autor que demonstram esta variação das deformações em cada arame. Os autores sugerem que esta variação das deformações em cada arame, verificada nos testes experimentais, ocorre em função das diferentes condições de ancoragem dos arames dentro dos conectores. Lu et al. (2022) também identificaram que as deformações na AT de um DF submetido a carregamentos combinados de tração e flexão variam para cada arame ao longo da circunferência, Figura 16 (b). Entretanto, estes autores sugerem que a razão para esta heterogeneidade nas deformações é devido a variação das tensões residuais dos arames ou pela própria montagem da armadura.

Figura 16 – (a) Variação das deformações em cada arame de um DF submetido a tração e (b) variação das deformações na AT ao longo da circunferência em DF submetido a tração e flexão.



(a)

Fonte: De Souza et al. (2014).

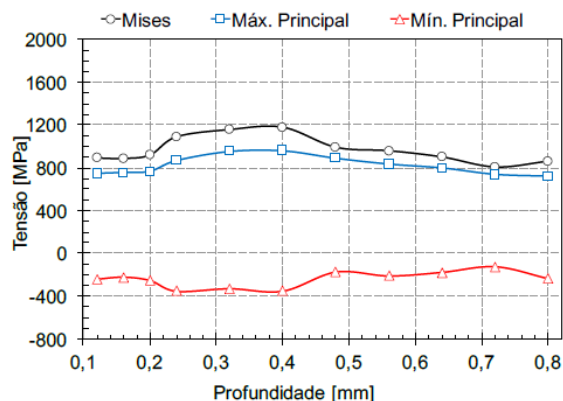


(b)

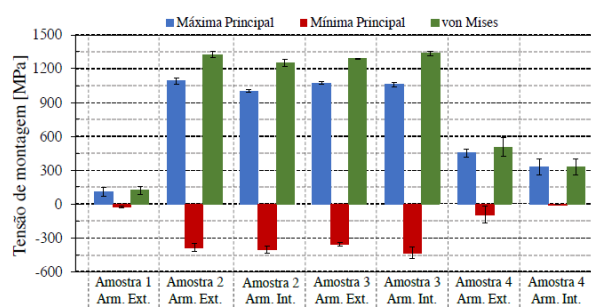
Fonte: Liu et al. (2022).

Silva (2018) apresentou uma metodologia que permitiu determinar o estado de tensão efetivo das armaduras de tração de um DF ao longo da profundidade utilizando o MFC. A tensão efetiva é definida como o estado de tensão da armadura sem carregamentos externos, ou seja, considerando apenas as tensões de montagem da armadura e as tensões residuais do arame. O estudo revelou a existência de armaduras de tração com níveis de tensão efetiva na ordem da tensão de escoamento do material, Figura 17 (a), e, além disto, identificou que a tensão de montagem, parcela que se refere ao retorno elástico da armadura, pode variar significativamente em cada DF, Figura 17 (b).

Figura 17 – (a) Tensão efetiva armadura de tração externa e (b) tensão de montagem em diferentes DF.



(a)



(b)

## 4.2 Tensões residuais

Tensões residuais (TR) são tensões elásticas que existem nos materiais na ausência de carregamentos externos ou gradientes de temperatura. O estado de TR de um material está em constante equilíbrio e o seu somatório é sempre igual a zero (WITHERS, 2011). TR são originadas a partir de processos que envolvem: deformação plástica não uniforme, gradiente térmico ou transformações de fase (BARTLETT e LI, 2019). A importância das TR é tamanha que normas e códigos internacionais determinam que o estado de TR dos materiais seja incluso nos cálculos para definição das tensões de operação do componente (API 17B; BS 7910, 2013).

TR são relevantes pois possuem caráter ordinário, ou seja, somam-se as tensões de serviço do componente. Caso o material apresente estado de TR compressivo será favorável para a vida em fadiga do material, isto porque, as TR's serão somadas as tensões de serviço e reduzirão a tensão média na vida em fadiga do componente. Por outro lado, TR trativas facilitam o avanço de trincas e aumentam a tensão média, reduzindo a vida em fadiga de componentes mecânicos (BOŽIĆ, SCHMAUDER e WOLF, 2018).

### 4.2.1 Classificação das tensões residuais

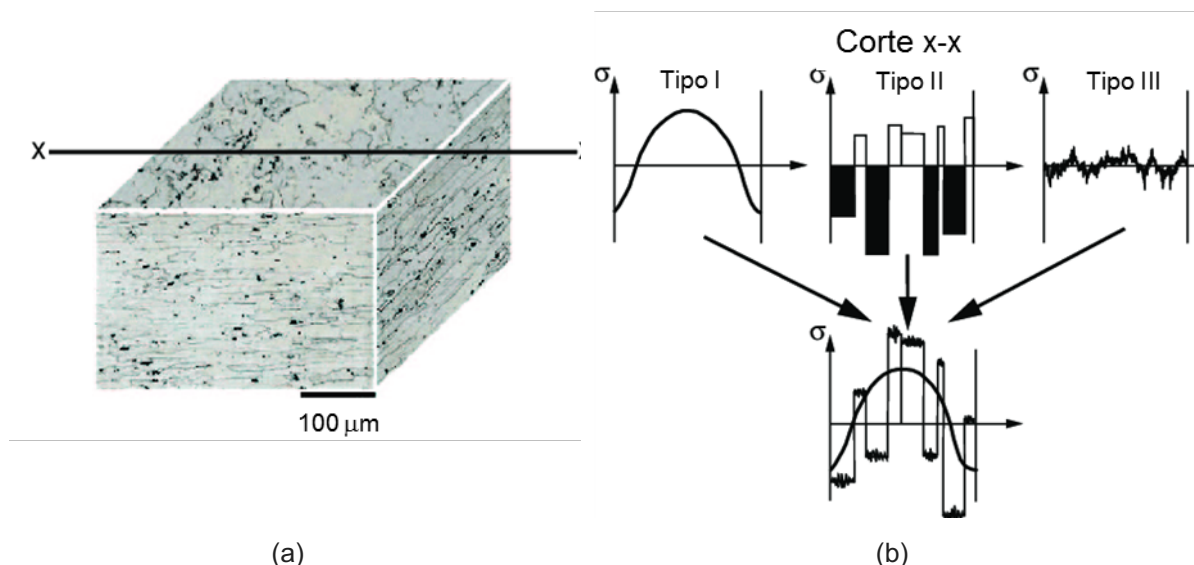
Existe uma classificação comum que define as tensões residuais em função da escala em que se é analisada (WITHERS, 2011; LEMOS, 2012):

- Tipo I: são tensões macroscópicas. As TR do tipo I variam ao longo do comprimento do componente e compreendem uma área maior de que um tamanho de grão. Tensões do tipo I podem causar grandes distorções a peça;
- Tipo II: As tensões residuais do tipo II são micro tensões que atuam na escala de alguns grãos do material, comumente são denominadas tensões intergranulares. Este tipo de tensão tem origem devido a efeitos micro estruturais do material, tais como, tamanho de grão e orientação de planos cristalinos.
- Tipo III: são tensões em escala atômica. Este tipo de tensão tem sua origem devido a presença de defeitos na estrutura cristalina do material, tais como, vacâncias ou átomos substitucionais.

Na prática, nenhum material é livre de tensões residuais e os diferentes tipos de tensão coexistem de forma simultânea. A Figura 18 ilustra a representação

esquemática da escala em que são classificadas as tensões residuais ao longo da microestrutura de um componente, sendo Figura 18 (a) a escala do material e Figura 18 (b) a escala das tensões residuais (NERVI, 2005).

Figura 18 – Representação esquemática dos tipos de tensões residuais distribuídos ao longo da microestrutura dos materiais: (a) escala do material e (b) escala das tensões residuais.



Fonte: NERVI, 2005.

#### 4.2.2 Tensões residuais em dutos flexíveis

O estado de TR dos arames de AT é complexo. Durante a montagem destas armaduras os arames que a compõem passam por diversos ciclos de flexão, contra flexão e torção com elevados níveis de deformação plástica (FERNANDO, 2004). Estes ciclos de deformação plástica levam o material ao encruamento e também induzem a alterações no estado de TR do material. Na medida que ocorre o ganho de resistência do aço, os ciclos de flexão e contra flexão podem levar ao aumento da magnitude das tensões residuais (ZHANG E HU, 1998).

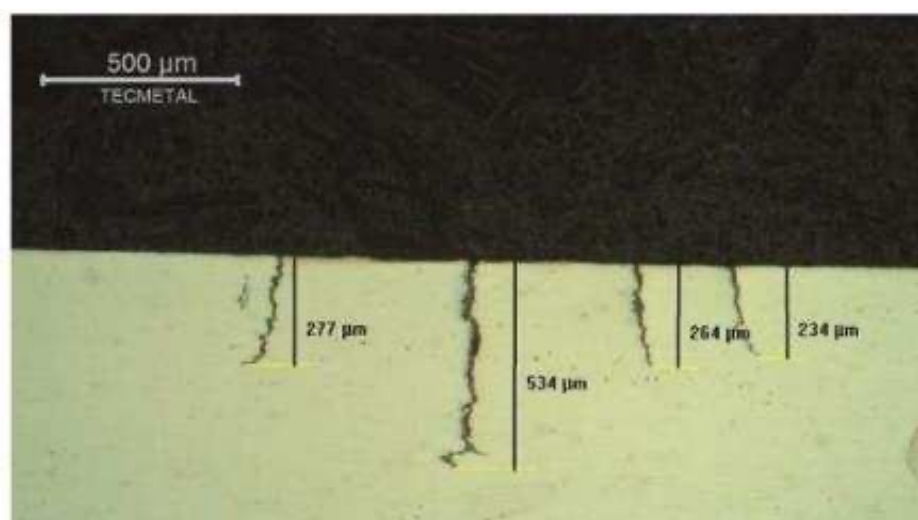
Dado a complexidade dos processos de fabricação dos DF não existem procedimentos específicos para alívio das TR na AT após a sua montagem sob o DF. Um estudo proposto por Fernando (2017) sugere que os testes hidrostáticos que são realizados para qualificação dos DF's na fábrica, conhecidos com testes de aceitação de fábrica (FAT), reduzem as tensões residuais em até 1/3. O motivo para isso é que durante o FAT, as tensões na AT atingem níveis acima da tensão de escoamento do material, causando deformação plástica nas AT. Posteriormente, na despressurização, um novo estado de tensões residuais é gerado. Como na

pressurização a deformação plástica ocorre em tração, na despressurização o estado de TR gerado é compressivo, como consequência, o estado de TR na AT após o FAT é diminuído.

Outro ponto importante é que as TR podem desempenhar um papel fundamental para a iniciação e propagação de trincas devido fenômeno de SCC em meio contendo CO<sub>2</sub> (SCC-CO<sub>2</sub>) (SANTOS, 2020).

Na corrosão sob tensão as trincas se iniciam na superfície do material e se propagam ao longo da profundidade, na direção perpendicular ao carregamento do componente, por entre os grãos (transgranular) ou através dos contornos de grãos do material (intergranular). Na Figura 19 é mostrado um exemplo de trincas de SCC-CO<sub>2</sub> na superfície de um arame de armadura de tração geradas a partir de ensaios de laboratório (SANTOS, 2020).

Figura 19 – Crescimento de trinca de SCC-CO<sub>2</sub> em arame de armadura de tração.



Fonte: Santos, 2020

Diversos estudos são desenvolvidos na intenção a avaliar influência do estado de TR nos aços da AT na iniciação e no crescimento de trincas induzidas por SCC-CO<sub>2</sub> (SANTOS, 2020). Entretanto, grande parte destes estudos aborda apenas as tensões superficiais ou sub-superficiais do material, até 1 mm de profundidade. Existem poucas técnicas de medição de TR que são aplicáveis a geometria dos arames da AT que possibilitem a determinação direta do estado de TR em maiores profundidades, exemplo disto são as técnicas de difração de nêutrons (DN) e o método do contorno (MC) (FERNANDO, 2017). Conhecer o estado de TR em maiores profundidades pode auxiliar no entendimento dos motivos para que algumas trincas

de SCC-CO<sub>2</sub> permaneçam inativas, enquanto outras coalescem até a ruptura total dos arames.

#### 4.2.3 Técnicas de medição de tensão residual

Existem diferentes métodos que podem ser aplicados para determinação do estado de TR ao longo da profundidade de componentes mecânicos (SCHAJER, 2013). Os principais métodos aplicáveis as estruturas que compõem os DF são:

- Métodos de difratometria: raios X; raios X com luz síncrotron; nêutrons;
- Métodos eletromagnéticos;
- Método do contorno;
- Método do seccionamento;
- Método do furo cego incremental;

Cada método possui suas características, vantagens e desvantagens, tais como, tipo de tensão analisada, profundidade de medição, portabilidade, dentre outras. Como exemplo disto na Tabela 1 é apresentado um resumo comparativo das principais características de cada método.

Tabela 1 – Resumo das características de cada método de medição de TR.

Método de medição	Tipo de tensão	Portabilidade	Profundidade de penetração
Difração de nêutrons	Tipo II	Não	25 mm em aços e até 100 mm em alumínio
Difração de raios X	Tipo I, II e III	Sim	< 50 µm ou até 20% de espessura do material por meio da remoção de camadas
Difração de raios X com radiação síncrotron	Tipo I, II e III	Não	>5 mm
Métodos eletromagnéticos	Tipo I	Sim	20 até 300 µm (Barkhausen)
Método do Seccionamento	Tipo I	Não	0.1 até 0.5 vezes espessura
Método do Contorno	Tipo I	Não	Seção completa
Método do Furo cego	Tipo I	Sim	De 0.05 mm até 2 mm

Fonte: Schajer, 2013.

Nos próximos tópicos serão abordados os principais aspectos de cada método. Fundamentos teóricos e técnicos mais aprofundados sobre cada método podem ser obtidos em bibliografia específica (SCHAJER, 2013).

#### 4.2.3.1 Métodos de difração

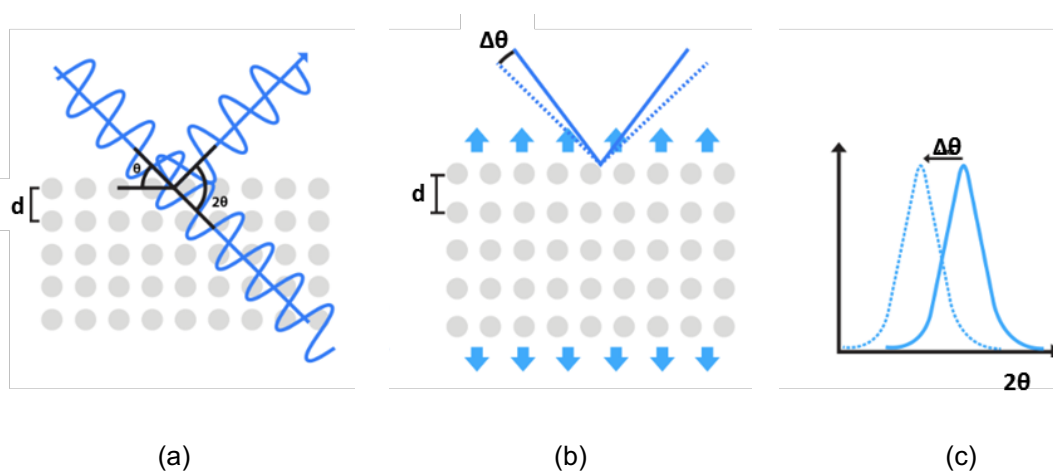
Os métodos de difração possibilitam medir o estado de tensão de materiais cristalinos de forma não destrutiva. Os conceitos de funcionamento dos métodos de difração são similares e baseiam-se em determinar a variação da distância interplanar de uma família de planos cristalinos em função da variação do ângulo de Bragg que é difratado pelo material (SCHAJER, 2013). O princípio destes métodos é baseado na lei de Bragg:

$$2d_{hkl} * \text{sen}(\theta)_{hkl} = \lambda \quad \text{Equação 1}$$

Onde  $d_{hkl}$  é a distância interplanar da família de planos cristalinos e  $\lambda$  é o comprimento de onda do feixe e  $\theta$  é o ângulo de Bragg, Figura 20 (a).

Basicamente, uma tensão no material altera a distância interplanar dos planos cristalinos, Figura 20 (b), e, como consequência, altera o ângulo de Bragg que é difratado, Figura 20 (c). Como exemplo, a distância interplanar dos planos perpendiculares a uma força aumenta com a tensão, enquanto a distância dos planos paralelos diminui, como resultado do efeito de Poisson.

Figura 20 – Funcionamento esquemático de difratometria para análise de TR: (a) ângulo de Bragg difratado, (b) alteração da distância interplanar e (c) alteração do ângulo de Bragg..



Fonte: Stresstech, 2022.



Conhecendo a distância interplanar do material livre de tensões ( $d_0$ ) as deformações no plano podem ser calculadas a partir da variação do ângulo de Bragg:

$$\varepsilon = \frac{d - d_0}{d_0} = \Delta\theta \cot \theta_0 \quad \text{Equação 2}$$

#### 4.2.3.1.1 Difratometria de raios X

A difratometria de raios X é uma maneira muito eficaz para determinar estado de tensão de materiais cristalinos de forma não destrutiva. Para realizar as medições, o corpo de prova é exposto a um feixe de raios X que interage com a rede cristalina do material causando padrões de difração. Os picos de difração são detectados pelo detector e, posteriormente, através de uma série de equacionamentos o estado de tensões no material é determinado. A grande diferença do DRX para outras técnicas de difração é a baixa capacidade de penetração de feixe, apenas alguns micrômetros (FITZPATRICK et al., 2005).

A principal vantagem da técnica de DRX frente as demais técnicas de difração é sua portabilidade. Em contraponto, comparando com demais, a profundidade de medição da técnica do DRX é muito superficial (SCHAJER, 2013). Outra desvantagem é que a textura cristalográfica do material influenciar diretamente nos deslocamentos das linhas de difração, o que pode induzir a erros de medição (MASOUMI et al., 2022). Na Figura 21 é apresentado um exemplo de difratômetro de raios X portátil para medição de tensões residuais.

Figura 21 – Difratometro de raios X portátil.



Fonte: Sint technology, 2017.

O método de DRX é amplamente aplicado para medir tensões residuais nas mais diversas estruturas, incluído medições em armaduras de tração e de pressão de dutos flexíveis (FERNANDO et al., 2004; FERNANDO et al. 2017).

### Métodos de cálculo

O cálculo de tensões utilizando a técnica de DRX pode ser realizado utilizando dois métodos de cálculo diferentes, o método  $\text{sen}^2 \psi$  e o método  $\text{cos } \alpha$ . O método  $\text{sen}^2 \psi$ , mais convencional, é usado em dispositivos de DRX que contenham um goniômetro para controlar a inclinação  $\psi$  da amostra (TURIBUS, 2014; CULLITY E STOCK, 2014; PREVÉY E HORNBACH, 2019). Já o método  $\text{cos } \alpha$  é usado em dispositivos capazes de realizar medições com apenas uma exposição da peça à radiação, sendo esta exposição capaz de prover dados de um anel de Debye completo, dispensando movimentações da peça ou do difratômetro (TANAKA, 2019).

Para ao método  $\text{sen}^2 \psi$ , através do ângulo  $\theta$  obtido pela técnica é possível determinar a deformação cristalográfica da rede  $\varepsilon_{\psi\varphi}^{\text{hkl}}$  dado pela Equação 3.

$$\varepsilon_{\psi\varphi}^{\text{hkl}} = \frac{\Delta d}{d} = \frac{d - d_0}{d} = -\Delta\theta * \cot \theta \quad \text{Equação 3}$$

Onde  $d_0$  é o espaçamento interplanar de uma amostra livre de tensões e  $\Delta\theta$  é a diferença entre o ângulo difratado medido  $\theta$  e o ângulo difratado  $\theta_0$  de uma amostra livre de tensões. Como o mensurando são as deformações, a tensão é dependente das constantes elásticas do material e da regressão linear da deformação pelo  $\text{sen}^2 \psi$  como mostrado na Equação 4

$$\sigma_{\psi\varphi} = \frac{E}{1 + \nu} * \frac{\partial \varepsilon_{\psi\varphi}^{\text{hkl}}}{\partial \text{sen}^2 \psi} \quad \text{Equação 4}$$

Onde  $E$  é o módulo de Young (MPa) e  $\nu$  é o coeficiente de Poisson.

O método  $\text{cos } \alpha$  utiliza para o cálculo da deformação dos planos cristalográficos  $\varepsilon_{\alpha}^{\text{hkl}}$ :

$$\varepsilon_{\alpha}^{\text{hkl}} = \frac{1}{2} * [(\varepsilon_{+\alpha}^{\text{hkl}} + \varepsilon_{\pi+\alpha}^{\text{hkl}}) + (\varepsilon_{-\alpha}^{\text{hkl}} + \varepsilon_{\pi-\alpha}^{\text{hkl}})] \quad \text{Equação 5}$$

Onde  $\varepsilon_{\alpha}^{\text{hkl}}$ ,  $\varepsilon_{\pi+\alpha}^{\text{hkl}}$ ,  $\varepsilon_{\pi-\alpha}^{\text{hkl}}$  e  $\varepsilon_{-\alpha}^{\text{hkl}}$  são as deformações do anel de Debye e são obtidas utilizando a Equação 3. A tensão mostrada na Equação 6 obtida pelo método  $\text{cos } \alpha$ , também é dependente das constantes elásticas do material. A regressão linear, por sua vez, é entre a deformação  $\varepsilon_{\alpha}^{\text{hkl}}$  e o  $\text{cos } \alpha$ .

$$\sigma_{\varphi} = \frac{E}{1 + \nu} * \frac{1}{\partial \text{sen}^2 \eta} * \frac{1}{\partial \text{sen}^2 \psi_0} * \frac{\partial \varepsilon_{\alpha}^{\text{hkl}}}{\partial \cos \alpha} \quad \text{Equação 6}$$

Onde  $\eta$  é o ângulo entre o raio incidente e o raio difratado e  $\psi_0$  é o ângulo do cabeçote do equipamento em relação a amostra.

A grande desvantagem do DRX é que a medida de tensão residual é muito superficial, na ordem de 5  $\mu\text{m}$ , devido a baixa penetração do feixe. (MACHADO, 2012). Uma alternativa para contornar esta situação é realizar remoção de camadas superficiais do material através de polimento eletrolítico. Esta remoção de camadas permite a retirada de material da superfície da amostra sem que haja redistribuição das tensões residuais, o que possibilita obter um perfil de tensão residual para diferentes profundidades. (ASM INTERNATIONAL, 2004).

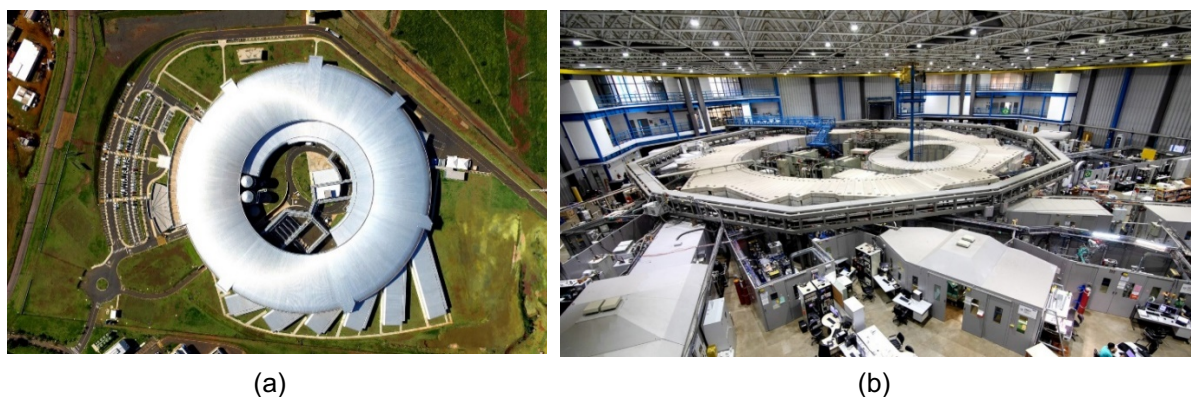
#### 4.2.3.1.2 Difratometria raios X de luz síncrotron

Esta técnica de difração utiliza como fonte de emissão luz síncrotron. A luz síncrotron é uma radiação eletromagnética intensa, colimada e de amplo espectro, que vai do infravermelho aos raios X, e que é gerada ao se desviar a trajetória de elétrons em um acelerador de partículas a partir de campos eletromagnéticos. Fontes de luz síncrotron são muito mais intensas e de energia muito maior que fontes de raios X convencionais (ACIOLY et al., 2020; FITZPATRICK E LODINI, 2003).

O princípio de funcionamento da técnica também é baseado na lei de Bragg. A energia que é difratada pelo material varia em função da distância interplanar dos planos cristalinos e é medida por um detector. A grande vantagem da aplicação deste método frente a difratometria de raios X convencional é a maior capacidade de penetração do feixe, o que permite obter perfis de tensão residual em maiores profundidades, na ordem de alguns mm (NUNES, 2021; KIEFER et al., 2021).

Entretanto, existem poucos locais no mundo com aceleradores de partícula capazes de gerar luz síncrotron. Na América Latina o único laboratório que possui um acelerador de partículas com esta capacidade fica no Brasil. O acelerador, denominado Sirius, está localizado no Laboratório Nacional de Luz Síncrotron (LNLS), em Campinas, São Paulo (Lightsources, 2022). Diversos estudos são conduzidos no laboratório demonstrando a capacidade da técnica em medir tensões residuais em filmes finos (ARIAS et al., 2018; VILLAS-BOAS et al., 2019). Na Figura 22 é mostrado a estrutura do acelerador de partículas nacional, Sirius.

Figura 22 – Estrutura do acelerador de partículas Sirius: (a) área externa e (b) área interna.



Fonte: CNPEM, 2022.

Uma grande desvantagem do método é que para determinar o estado de tensões residuais do material é fundamental conhecer os parâmetros de rede do material livre de tensões residuais. O problema é que o parâmetro de rede do material livre de tensões residuais pode ser afetado por diversos fatores como, por exemplo, o conteúdo da liga, a composição de fase, dentre outros. Muitas vezes este parâmetro de rede não é conhecido com precisão, tornando este fator uma fonte de incerteza relevante (SCHAJER, 2013)

#### 4.2.3.1.3 Difratoimetria de nêutrons

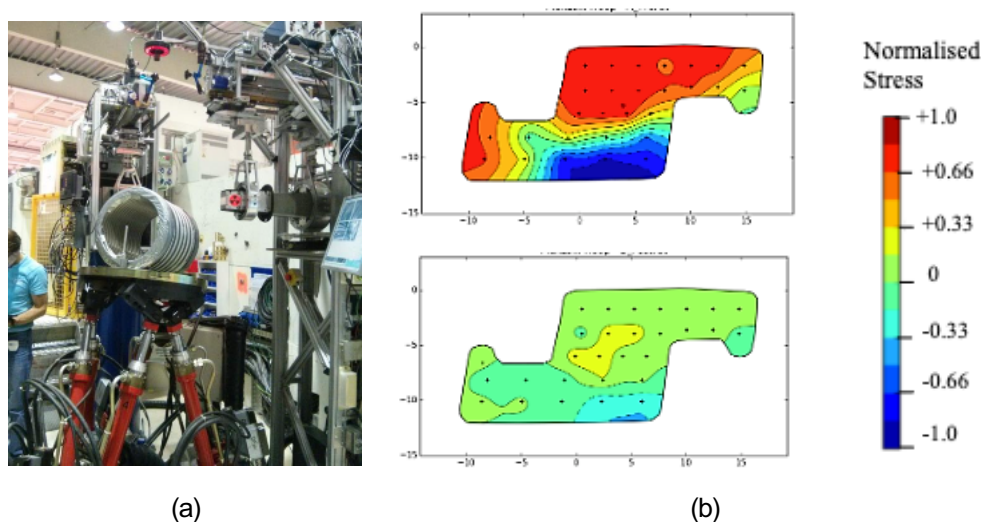
A difração de nêutrons (DN) utiliza como fonte de energia feixes de nêutrons que interagem diretamente com o núcleo dos átomos do material. Devido à grande capacidade de penetração dos feixes de nêutrons, esta técnica permite medir tensões residuais em grandes profundidades, até valores próximos de 4 mm (CHATZIDAKIS, 2021; MO et al., 2018).

A grande vantagem desta técnica é a possibilidade de determinar o estado de tensão do material, com alta precisão e em grandes profundidades de maneira não destrutiva. Porém, o que pesa contra aplicação deste método em larga escala é a pouca disponibilidade de locais no mundo com reatores nucleares que possuam capacidade para medições deste tipo, alguns exemplos são: Instituto Helmholtz Zentrum Berlin (HZB) da Alemanha, Instituto Laue-Langevin (ILL) de Grenoble na França, Organização Australiana de Ciência e Tecnologia Nuclear (ANSTO) da Austrália, dentre outros. No Brasil há perspectiva da construção de um reator nuclear, chamado de Reator Multipropósito Brasileiro (RMB), que atenderia a demanda deste

tipo de pesquisa (CENEC, 2019). Outras desvantagens são as limitações de dimensão e peso dos corpos de prova, em alguns casos no máximo 50 Kg (ORNL, 2022)

Esta técnica de medição é utilizada em diversas aplicações (SHEN et al., 2019; CHATZIDAKIS et al. 2021). Estudos já foram conduzidos utilizando esta técnica para determinação de tensão residual em arames da armadura de pressão e de tração (FERNANDO, 2015; FERNANDO, 2017). Estes trabalhos foram realizados no instituto ILL em Grenoble, na França, e tinham como objetivo avaliar as tensões residuais da armadura de pressão antes e após o FAT. Os autores identificaram redução do nível de tensões residuais próximo de 1/3 após o FAT. Na Figura 23 (a) é mostrado o posicionamento de uma armadura de pressão no equipamento para realização da difratometria de nêutrons e na Figura 23 (b) o resultados das TR normalizados antes e após o FAT.

Figura 23 – (a) Posicionamento de uma amostra de armadura de pressão para medição de tensão residual com difratômetro de nêutrons e (b) os resultados obtidos antes e após o FAT.



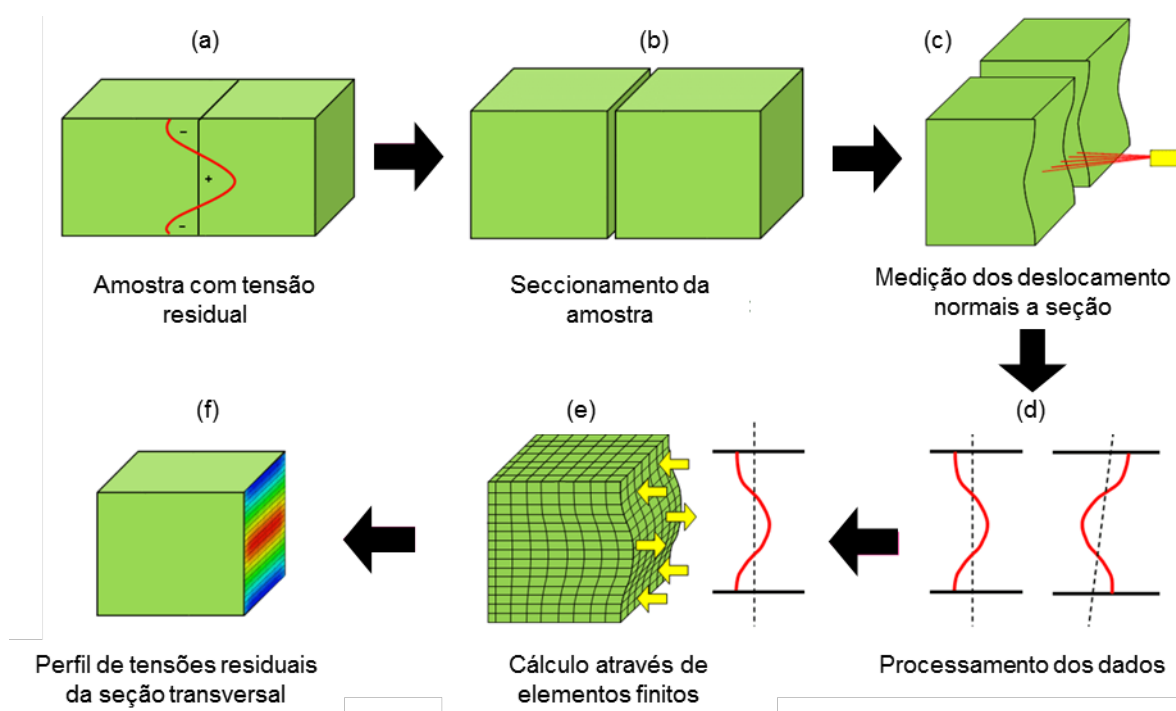
Fonte: Fernando, 2017.

#### 4.2.3.2 Método do contorno

O método do contorno é uma técnica de medição de TR destrutiva que permite obter o perfil das TR normais a seção do corpo de prova. Para aplicação do método, a amostra de interesse deve ser seccionada. Comumente o seccionamento é feito por eletroerosão a fio ou jato d'água (WERKE et al., 2019; NING, 2021). Selecionar os parâmetros adequados para seccionamento é importante para que corte realizado não introduza TR ao componente (DIEKHOFF et al., 2020; LI et al., 2021).

Depois do corte a superfície de análise deve ser estar limpa, seca e livre de qualquer sujeira, poeira ou óleo. Quaisquer partículas de sujeira na superfície da amostra podem afetar os dados de medição e levar a erros nos resultados de tensão (NAVEED, 2020). Na etapa seguinte, os deslocamentos da superfície de análise da amostra são medidos por um equipamento de medições por coordenadas. Em posse destes resultados, através modelos de elementos finitos, as TR são calculadas em função da força que é necessária para que estes deslocamentos retornem à posição zero. O fundamento teórico para cálculo das TR é baseado em uma variação do princípio da superposição de Bueckner (PRIME, 2001; ACHOURI et al., 2021). Um esquemático de cada etapa efetuada na execução da técnica é mostrado na Figura 24.

Figura 24 – Princípio de funcionamento do método do contorno: (a) amostra com tensão residual, (b) seccionamento da amostra, (c) medição dos deslocamentos normais a seção, (d) processamento dos dados, (e) cálculo através de elementos finitos e (f) perfil de tensões residuais da seção transversal.



Fonte: Stressmap (2022) adaptado pelo autor.

Esta técnica é amplamente utilizada para medir TR em juntas soldadas em diferentes tipos de estruturas. Os estudos demonstram que há boa correlação entre os resultados obtidos pelo método do contorno em comparação com outras técnicas

como, por exemplo, difratometria de nêutrons e de raios X (JACOB et al., 2018; AHMAD et al., 2018; LIU et al., 2018; CARONE et al., 2021; GADALLAH et al., 2021).

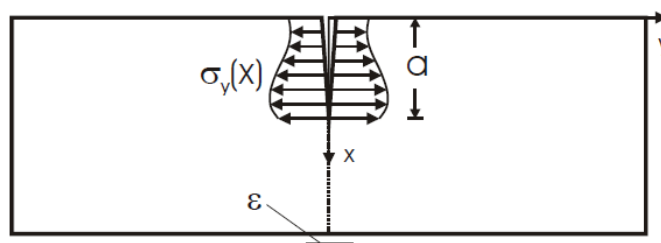
O método apresenta algumas desvantagens como, por exemplo: o processo para medir a superfície da amostra é relativamente lento; os resultados próximos a borda do material não são confiáveis devido a influência dos processos de corte; além de, requerer alta precisão na de medição dos deslocamentos da superfície do material (HOSSEINZADEH et al., 2014).

Esta técnica já foi aplicada para avaliar a evolução do estado de tensão residual de arames da armadura de tração de dutos flexíveis. Os resultados encontrados foram satisfatórios e comparáveis com os resultados obtidos por outras técnicas como a difratometria de raios X com luz síncrotron e difratometria de nêutrons. Os autores ressaltam que devido ao efeito do corte, os resultados próximos a borda da seção do arame, aproximadamente 1 mm, não são confiáveis (FERNANDO et al., 2017).

#### 4.2.3.3 Método do seccionamento

O método do seccionamento é uma técnica de medição de TR destrutiva que permite determinar as TR normais ao plano de corte ( $\sigma_y$ ), ao longo da profundidade ( $a$ ), através do monitoramento das deformações ( $\epsilon$ ) que são aliviadas no material em decorrência de um corte que é realizado de forma incremental. O monitoramento das deformações é comumente realizado na face oposta ao seccionamento com um extensômetro de resistência elétrica (PRIME E PAGLIARO, 2006). Na Figura 25 é apresentado uma representação esquemática da aplicação do método.

Figura 25 – Representação esquemática do método do seccionamento.



Fonte: Prime e Pagliaro, 2006.

As TR são calculadas para cada incremento de profundidade do corte a partir da resolução de um problema inverso utilizando os valores de deformações medidos pelo extensômetro (SCHAJER, 2013). Autores já demonstraram que os resultados obtidos pelo método do seccionamento são comparáveis aos resultados obtidos por outras

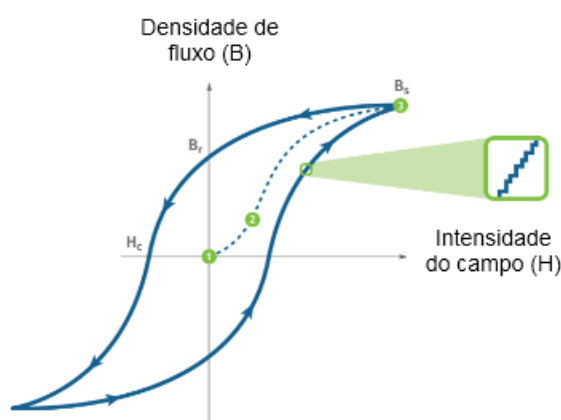
técnicas como, por exemplo, a difração de raios X. Uma vantagem desta técnica é a sua capacidade de ser aplicada em materiais compósitos (ZHANG et al., 2021; SOYAMA et al., 2021; GHASEMI et al., 2019).

Pineda (2020) propôs o uso desta técnica combinada com interferometria *speckle* para determinar o perfil de tensões residuais ao longo da seção transversal de corpos de prova retangulares de aço A36, simulando a geometria de arames de armadura de tração de DF. Os resultados encontrados foram coerentes com o esperado por simulação numérica. O autor identificou maior dispersão dos resultados próximo a superfície de amostra, até aproximadamente 0,5 mm, e sugeriu que estas dispersões podem ser resultado do efeito do corte.

#### 4.2.3.4 Técnicas eletromagnéticas

Ferro, níquel e outras ligas são materiais ferromagnéticos que possuem propriedades magnéticas naturais e que podem ser magnetizados pela exposição a um campo eletromagnético como, por exemplo, eletroímãs. O princípio de funcionamento de grande parte das técnicas eletromagnéticas é baseado na avaliação de pequenas alterações no ciclo de histerese do material. Um dos fatores que influenciam estas alterações é a presença de TR (SCHAJER, 2013; GUR, 2018). Na Figura 26 é mostrado o ciclo de histerese do material e no detalhe as alterações que são identificadas na curva devido à presença de TR.

Figura 26 – Ciclo de histerese de um material ferromagnético.



Fonte: Stresstech, 2022.

Os principais métodos eletromagnéticos para determinação de tensões são: ruído Barkhausen, anisotropia e permeabilidade magnética, magnetostricção e



memória magnética (SHAJER, 2013; SUN E NIU., 2019; DE SOUZA CARVALHO et al., 2019).

Os métodos eletromagnéticos possuem vantagem de serem rápidos, não destrutivos e facilmente adaptáveis para medições *in loco* em componentes e plantas industriais utilizando equipamentos portáteis e relativamente pequenos. Entretanto, a aplicação destas técnicas geralmente é complexa porque as propriedades magnéticas dos materiais são altamente influenciadas por pequenas variações de sua microestrutura (GUR, 2018).

Na área de dutos flexíveis estes métodos são amplamente utilizados para monitorar tensão ou presença de defeitos e arames rompidos (BASTOS et al. 2020; GUROVA et al., 2020; PEREZ-BENITEZ E PADOVESE, 2012; MCCARTHY E BUTTLE, 2012). Outros autores já demonstraram capacidade da técnica de ruído Barkhausen para quantificar TR nas mais diversas estruturas (GUR, 2018; MACHADO et al., 2018).

#### **4.2.3.5 Método do furo cego**

A determinação experimental de tensões através do MFC consiste na remoção incremental de pequenos volumes de material do objeto de análise através da usinagem de um furo cego e do monitoramento da variação do estado de deformação resultante da alteração do estado de tensões causado pela remoção de material (ASTM, 2002; SHAJER E RICKERT, 2011).

Para determinação das tensões é realizado o tratamento matemático a partir dos dados obtidos no ensaio (valores de deformação em função da profundidade), diâmetro do furo e das constantes elásticas do material. O tratamento matemático faz uso de constantes de calibração obtidas através de métodos numéricos ou experimentais (SCHWARZ E KOCKELMANN, 1993; SHAJER E WHITEHEAD, 2013). Os métodos de calibração mais comuns são o método Kockelmann; método integral; método da série de potências; e método de tensão média (SOBOLEVSKI, NAU E SCHOLTES, 2011; VISHAY, 2017; SHAJER E WHITEHEAD, 2018; SCHWARZ E KOCKELMANN, 1993; SHAJER E RICKERT, 2011; PRIME E HILL, 2006). De acordo com a norma ASTM E837 (2020) o método de cálculo recomendado para uso no MFC é o método integral. A desvantagem de utilizar o método integral para calcular funções calibração geométrica ocorre devido à dificuldade de obtenção desses coeficientes experimentalmente.

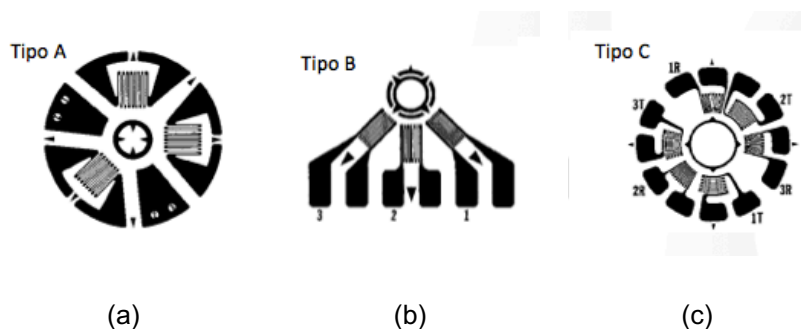
Neste trabalho, será utilizado o método de Kockelmann para tratamento dos dados. A vantagem deste método é a possibilidade de avaliar a função de calibrações geométricas tanto numérica quanto experimentalmente (SOBOLEVSKI, 2007; SCHWARZ E KOCKELMANN, 1993).

A calibração convencional realizada em um componente com estado de tensão conhecido, geralmente uniaxial, e com dimensões suficientemente larga e espessa para que não interfira no alívio das deformações decorridas da introdução do furo (VISHAY, 2017). A violação destes requisitos geométricos pode vir a influenciar nos resultados de tensão calculados, superestimando os valores obtidos (SOBOLEVSKI, NAU E SCHOLTES, 2013)

Conforme a Norma ASTM E-837 (2020) são requisitos mínimos de geometria do componente em análise: espessura,  $T_{\min}$ , distância do centro do furo até a borda do material,  $D_{E\min}$ , e distância entre furos,  $D_{F\min}$ . Os valores são calculados em função do diâmetro médio da roseta utilizada,  $D$ . O diâmetro médio da roseta também é diretamente relacionado o limite da profundidade ( $Z$ ) de medição do método. Este limite é de  $0,2 \times D$ .

Existem diferentes tipos de rosetas extensométricas especiais para aplicação no MFC. As principais utilizadas são: roseta do tipo A, convencionalmente a mais utilizada e possui diferentes diâmetros de aplicação; roseta do tipo B, com os extensômetros alinhados em apenas um dos lados, possibilitando medições próximas a regiões com obstáculos; e roseta do tipo C, com extensômetros ligados em meia ponte, o que permite mais estabilidade a variação de temperatura e maior sensibilidade à deformação (ASTM, 2002). Na Figura 27 são apresentados os tipos de rosetas extensométricas especiais para o MFC.

Figura 27 – Tipos de rosetas extensométricas especiais para o MFC: (a) tipo A, (b) tipo B e (c) tipo C.



Fonte: ASTM, 2002.

Na Tabela 2 são apresentados os limites especificados pela norma ASTM E-837 para cada tipo de roseta e diferentes tamanhos.

Tabela 2 – Limites estabelecidos para cada tipo de roseta especial para o MFC

Tipo de roseta	Diâmetro roseta (mm)	Espessura mínima (mm)	Distância até a borda ou entre furos (mm)	Profundidade de medição (mm)
Tipo A	2,57	2,57	3,9	0,5
Tipo A	5,13	5,13	7,7	1,0
Tipo A	10,26	10,26	15,39	2,0
Tipo B	5,13	5,13	7,7	1,0
Tipo C	4,32	5,18	6,5	1,0

Fonte: ASTM E-837, 2020.

#### 4.2.3.5.1 Limite de profundidade de medição (Z)

Conforme estabelecido por norma, o limite de profundidade de medição para o MFC é de 0,2 vezes o diâmetro da roseta para a do tipo A e 0,24 vezes para as do tipo B. Extrapolar este limite de medição é possível, porém não recomendado pois pode implicar em erros de medição até 20% superiores (ASTM 2002).

STRESSCRAFT (2020) demonstrou que é possível extrapolar os resultados obtidos com a roseta tipo A com diâmetro de 5,13 mm até a profundidade até 1,24 mm, mais de 20% do recomendado pela norma. VEQTER (2020) sugere que o limite da profundidade de medição é equivalente a  $\frac{2}{3}$  o diâmetro do furo. O limite da profundidade de medição está relacionado com a sensibilidade de medir as deformações aliviadas na superfície do componente com o avanço do furo (VISHAY, 2017).

Schajer (2020) propôs o utilizar a roseta especial do tipo C para estender o limite de profundidade de medição do MFC. Este tipo de roseta possui extensômetros que possibilitam medir as deformações na circunferencial da borda furo. Ao utilizar extensômetros deste tipo o autor demonstrou que é possível atingir o dobro da profundidade de rosetas convencionais. Entretanto, o aumento da profundidade de medição vem às custas de perda de sensibilidade de medição na superfície. O autor destaca ainda que medições com este tipo de roseta não devem ser feitas em componentes com espessura menor do que 12 mm.

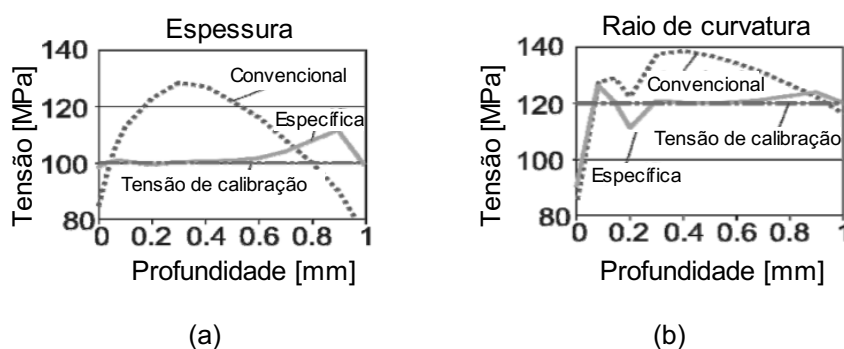
#### 4.2.3.5.2 Funções de calibração específica

Embora seja uma técnica consagrada constantes melhorias continuam sendo desenvolvidas e implementadas no MFC. São exemplos disto os métodos de correção de resultados devido a influência da excentricidade do furo e os efeitos da plastificação localizada na borda do furo (VALENTINI et al., 2019; NOBRE, KORNMEIER E SCHOLTES, 2018; BARSANTI et al., 2016).

Outros autores verificam a extrapolação dos limites geométricos estabelecidos por norma, como por exemplo, espessura mínima e distância do furo até as bordas (SOBOLEVSKI, 2007; ALEGRE et al., 2019; BEGHINI et al., 2019; ABRAHAM E SCHAJER, 2013; NAU et al., 2014; PAN et al., 2020). Sobolevski (2007) segure que a partir do uso de coeficientes de calibração de geometria específica o limite da distância do furo até uma das bordas do material para se obter uma medição confiável pode ser reduzido para 1,94 vezes o diâmetro do furo.

Sobolevski, Nau e Scholtes (2011) apresentaram o efeito da correção dos coeficientes de calibração específicos a geometria de componentes com espessura menor do que o recomendado, Figura 28 (a), e raio de curvatura menor do recomendado por norma, Figura 28 (b). Os autores demonstraram a efetividade na correção das tensões calculadas por meio dos coeficientes de calibração específicos.

Figura 28 – Correção do resultado de tensão para componentes com (a) espessura menor do que o recomendado e (b) com raio de curvatura menor do que o recomendado por meio de coeficientes de calibração específicos a geometria.



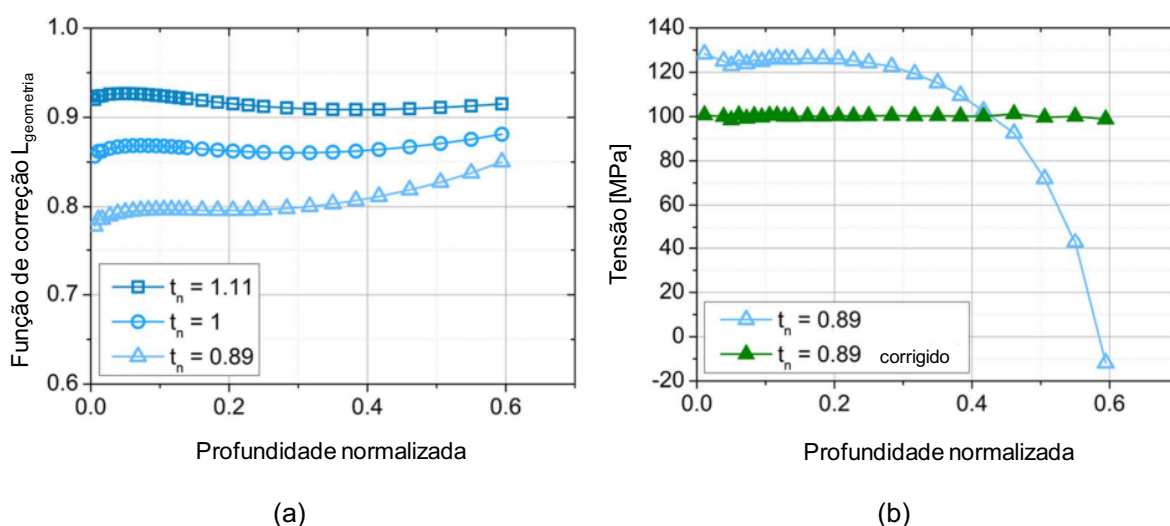
Held, Schuster e Gibmeier (2014) sugerem que é possível corrigir os efeitos da espessura do componente através de uma forma simplificada, sem alterar os coeficientes de calibração convencionais. Em seu trabalho, os autores desenvolveram um fator de correção ( $L_{\text{geometria}}$ ) que é função da relação da deformação do componente com espessura considerada infinita ( $\epsilon_{\text{infinita}}$ ) e a deformação no

componente com espessura finita ( $\varepsilon_{\text{finita}}$ ) para cada incremento de profundidade do furo ( $z$ ):

$$L_{\text{geometria}}(\text{esp. finita}, z) = \frac{\varepsilon_{\text{esp. infinita}}(z)}{\varepsilon_{\text{esp. finita}}(z)} \quad \text{Equação 7}$$

Após o ensaio, este fator de correção ( $L_{\text{geometria}}$ ) é aplicado multiplicando diretamente as deformações resultantes do ensaio no componente de espessura finita ( $\varepsilon_{\text{finita}}$ ). Na metodologia proposta pelos autores, não há correção dos coeficientes de calibração, apenas dos valores de deformação. O resultado destas funções de calibração para diferentes espessuras ( $t_n$ ), bem como o resultado das tensões corrigidas são apresentados na Figura 29 (a) e Figura 29 (b).

Figura 29 – (a) Fator de correção  $L_{\text{geometria}}$  para diferentes espessuras e (b) correção das tensões para geometria com espessura finita.



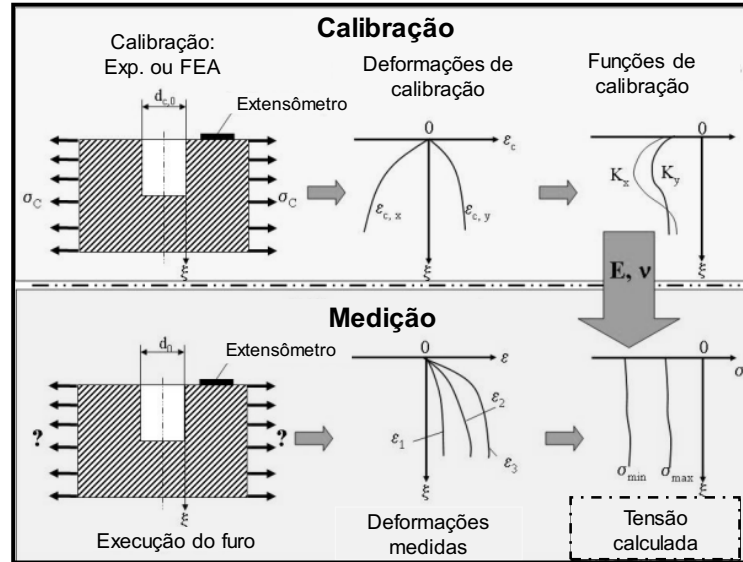
Neste trabalho, será utilizado uma proposta de correção similar a proposta por Held, Schuster e Gibmeier (2014), porém com a diferença de que método de cálculo utilizado será o método de Kockelmann e também serão aplicados coeficientes de calibração específicos a geometria.

Os coeficientes de calibração específicos são calculados a partir da calibração numérica ou experimental. Existem diferentes métodos de calibração que são utilizados (SCHWARZ E KOCKELMANN, 1993; SCHAJER E WHITEHEAD, 2013).

No método de Kockelmann os coeficientes de calibração específicos a geometria são determinados aplicando no material uma condição de carregamento uniaxial com tensão de carregamento ( $\sigma_c$ ) conhecida (SCHWARZ E KOCKELMANN, 1993; SOBOLEVSKI, 2007). Na Figura 30 é apresentado de forma esquemática a

calibração do método e o uso dos coeficientes de calibração para cálculo do estado de tensão do componente após a medição.

Figura 30 – Esquemático da calibração do MFC pelo método de Kockelmann.



Fonte: Sobolevski, 2007 adaptado pelo autor.

Para possibilitar correlacionar a calibração da técnica para furos com diferentes diâmetros o método faz uso de uma variável adimensional ( $\xi$ ), que equivale a razão entre a profundidade ( $z$ ) e o diâmetro do furo ( $D_0$ ), conforme descrito na Equação 8 :

$$\xi = \frac{z}{D_0} \quad \text{Equação 8}$$

Durante a realização do furo as deformações longitudinais,  $\epsilon_{c,x}(\xi)$ , e transversais,  $\epsilon_{c,y}(\xi)$  são monitoradas pelo extensômetro, logo são conhecidas. De mesmo modo, as tensões  $\sigma_{c,x}(\xi)$  e  $\sigma_{c,y}(\xi)$  são conhecidas devido condição de carregamento uniaxial. Conhecendo estes valores faz-se possível obter a relação os coeficientes de calibração  $K_x(\xi)$  e  $K_y(\xi)$  por meio da Equação 9 e Equação 10:

$$K_X(\xi) = \frac{\frac{d\epsilon_{c,x}(\xi)}{d(\xi)} \cdot \sigma_{c,x}(\xi) - \frac{d\epsilon_{c,y}(\xi)}{d(\xi)} \cdot \sigma_{c,y}(\xi)}{\frac{1}{E} \cdot (\sigma_{c,x}^2(\xi) - \sigma_{c,y}^2(\xi))} \quad \text{Equação 9}$$

$$K_Y(\xi) = \frac{\frac{d\epsilon_{c,x}(\xi)}{d(\xi)} \cdot \sigma_{c,y}(\xi) - \frac{d\epsilon_{c,y}(\xi)}{d(\xi)} \cdot \sigma_{c,x}(\xi)}{\frac{\nu}{E} \cdot (\sigma_{c,x}^2(\xi) - \sigma_{c,y}^2(\xi))} \quad \text{Equação 10}$$

Sendo  $E$  o módulo de elasticidade e  $\nu$  o coeficiente de Poisson.

A partir destes coeficientes as tensões nas três direções podem ser calculadas a partir da Equação 11 a Equação 13:

$$\sigma_1(\xi) = \frac{E}{(K_x(\xi))^2 - \nu^2 (K_y(\xi))^2} \left[ K_x(\xi) \frac{d\varepsilon_1(\xi)}{d\xi} + \nu K_y(\xi) \frac{d\varepsilon_3(\xi)}{d\xi} \right] \quad \text{Equação 11}$$

$$\sigma_2(\xi) = \frac{E}{(K_x(\xi))^2 - \nu^2 (K_y(\xi))^2} \left[ K_x(\xi) \frac{d\varepsilon_2(\xi)}{d\xi} + \nu K_y(\xi) \left( \frac{d\varepsilon_1(\xi)}{d\xi} + \frac{d\varepsilon_3(\xi)}{d\xi} - \frac{d\varepsilon_2(\xi)}{d\xi} \right) \right] \quad \text{Equação 12}$$

$$\sigma_3(\xi) = \frac{E}{(K_x(\xi))^2 - \nu^2 (K_y(\xi))^2} \left[ K_x(\xi) \frac{d\varepsilon_3(\xi)}{d\xi} + \nu K_y(\xi) \frac{d\varepsilon_1(\xi)}{d\xi} \right] \quad \text{Equação 13}$$

Pelas relações obtidas através do círculo de Mohr de tensões, as tensões  $\sigma_{\text{máx}}$  e  $\sigma_{\text{mín}}$  são calculadas:

$$\frac{\sigma_{\text{máx}}(\xi)}{\sigma_{\text{mín}}(\xi)} = \frac{\sigma_1(\xi) + \sigma_3(\xi)}{2} \pm \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1(\xi) - \sigma_2(\xi))^2 + (\sigma_3(\xi) - \sigma_2(\xi))^2} \quad \text{Equação 14}$$

É possível também determinar a o ângulo de direção das tensões principais:

$$\beta(\xi) = \frac{1}{2} \arctan \left( \frac{2\sigma_2(\xi) - \sigma_1(\xi) - \sigma_3(\xi)}{\sigma_1(\xi) - \sigma_3(\xi)} \right) \quad \text{Equação 15}$$

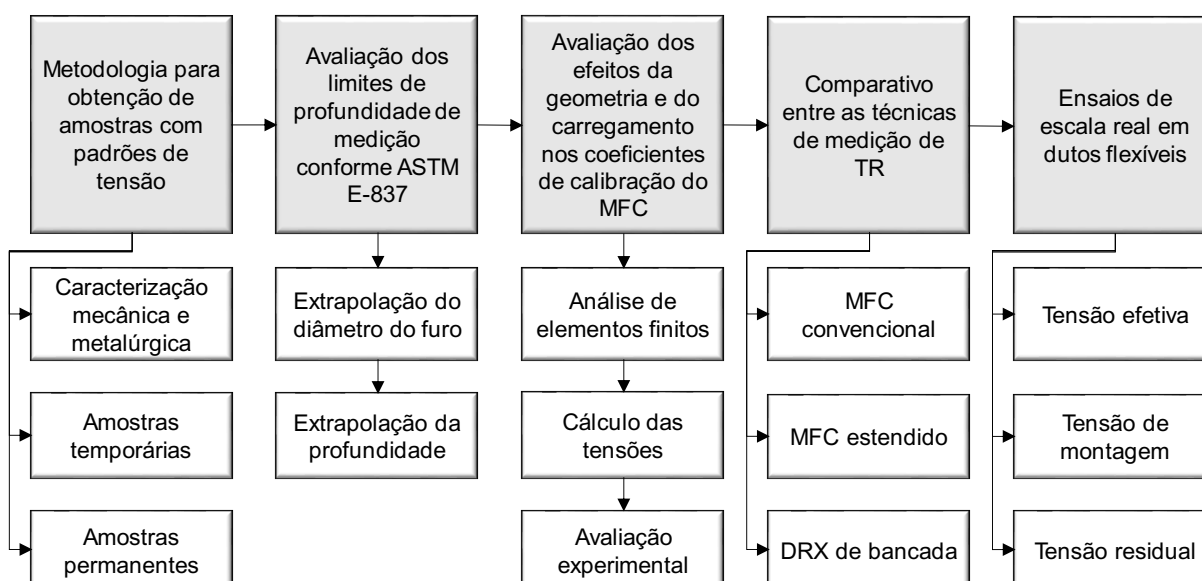
## 5. Metodologia

A metodologia do trabalho foi dividida em cinco grandes etapas as quais visam atingir os objetivos principal e específicos do trabalho, são elas:

1. Metodologia para obtenção amostras com padrão de tensão;
2. Avaliação da extensão dos limites de profundidade de medição do MFC de acordo com os procedimentos da norma ASTM E-837;
3. Estudo parametrizado para avaliação de efeitos da geometria e de carregamento nos coeficientes de calibração do MFC;
4. Comparativo entre técnicas de medição de tensão residual;
5. Ensaios de escala real em dutos flexíveis;

Para cada etapa existem sub etapas que foram desenvolvidas. A ordem das etapas e as sub etapas são apresentadas no fluxograma da Figura 31. A descrição detalhada de cada item será apresentada nos próximos tópicos.

Figura 31 – Fluxograma de etapas e atividades do trabalho.



### 5.1 Metodologia para obtenção de amostras com padrão de tensão

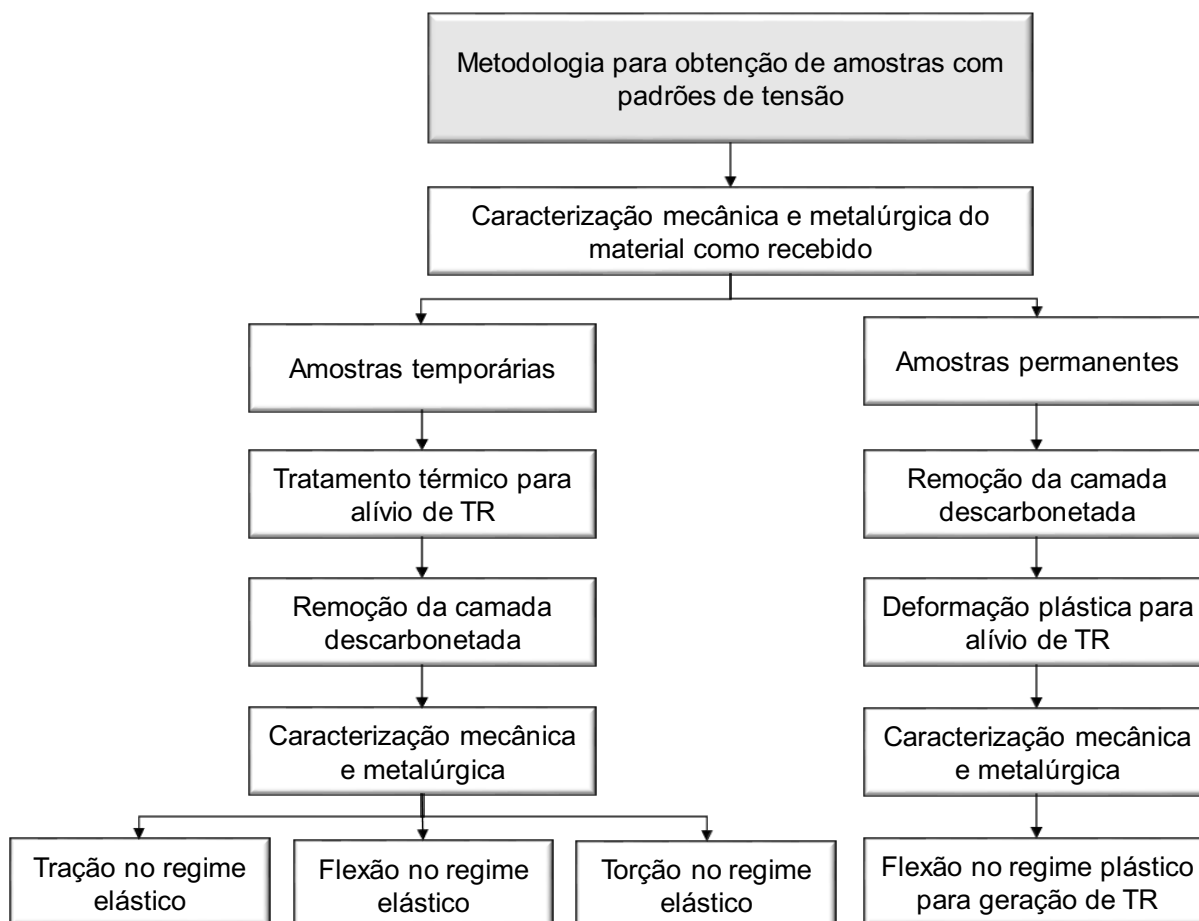
Na primeira etapa do trabalho é realizado o desenvolvimento de metodologia para obtenção de amostras de arames da AT de DF com padrões de tensão que possibilitarão efetuar a validação do MFC estendido (MFCe) a maiores profundidades e a comparação do método com os demais.

As amostras com padrão de tensão foram construídas a partir de tiras de arames da armadura de tração retas, como recebido pelo fornecedor. A metodologia foi desenvolvida para obtenção de dois tipos de amostras padrão: 1) amostras



temporárias, com padrões de tensão dentro do regime linear elástico, e 2) amostras permanentes, com padrão de tensões residuais, totalmente livre de solicitações externas. Na Figura 32 é apresentado um fluxograma para exemplificar a ordem de cada etapa dentro do desenvolvimento desta metodologia.

Figura 32 – Fluxograma da metodologia para obtenção de amostra com padrões de tensão.



### 5.1.1 Caracterização mecânica e metalúrgica

O primeiro estágio da metodologia é a caracterização mecânica e metalúrgica das amostras como recebidas. Esta caracterização foi realizada por diferentes ensaios:

- Análise química;
- Ensaio de tração;
- Micro dureza;
- Análise metalográfica;
- Tensões residuais;

No que se refere as tensões residuais foram caracterizados um total de quatro arames, como recebido, cada um com comprimento de um metro. Cada arame foi seccionado em amostras menores e 330 mm cada. Desta forma, tem-se três cotas (330 mm, 660 mm e 990 mm) distintas de quatro arames (A1, A2, A3 e A4).

As técnicas aplicadas para determinação das tensões residuais foram o DRX de bancada, DRX portátil e o MFC convencional, utilizando a roseta de 5,13 mm de diâmetro. O método de cálculo das tensões residuais pelo DRX portátil foi o  $\cos \alpha$  e para o DRX de bancada o  $\sin^2 \Psi$ .

### **5.1.2 Amostras temporárias**

Amostras temporárias são arames da armadura de tração retos, que tiveram suas tensões residuais aliviadas através de um processo de tratamento térmico e posteriormente foram submetidas a uma condição de carregamento conhecida dentro do regime linear-elástico.

Ao todo, foram aplicadas três condições de carregamentos temporários: tração, flexão e torção, simulando os diferentes tipos de carregamento aos quais um arame é submetido durante sua montagem no DF e em operação.

#### **5.1.2.1 Tratamento térmico para alívio de tensões residuais**

Uma das alternativas avaliadas para conferir alívio das tensões residuais do material como recebido foi através da realização de tratamento térmico.

O tratamento térmico consistiu em aquecer as amostras até a temperatura de 700°C, manter esta temperatura por 1 hora, realizar o resfriamento controlado com uma rampa programada de 40°C/h até a temperatura de 200°C e por fim resfriar a peça naturalmente ao ar.

Após o tratamento térmico foi realizada a caracterização do material através de ensaios de tração, ensaios de dureza e metalografia. As tensões residuais também foram caracterizadas pelos métodos de DRX de bancada, DRX portátil e o MFC convencional.

#### **5.1.2.2 Remoção da camada descarbonetada**

Os resultados da caracterização metalúrgica do material como recebido demonstraram que havia presença de camadas descarbonetada na superfície dos arames. Diferentes autores avaliaram que a camada descarbonetada pode influenciar nas propriedades do material na superfície, inclusive nos resultados de tensão

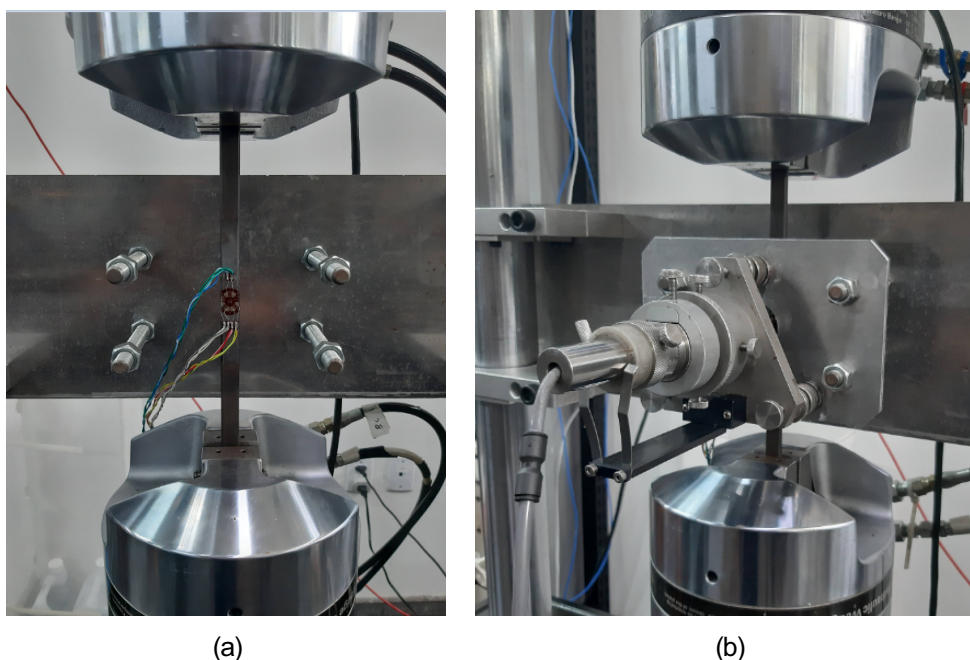
residual (VANDER VOORT, 2015; BELASSEL et al., 2021; ZHAO et al., 2018). Por este motivo, evitar a influência da camada descarbonetada nos resultados de tensão residual da superfície, foi realizado procedimento para remoção da camada descarbonetada através de polimento eletrolítico.

Para realização do polimento eletrolítico foi utilizada uma solução contendo 24% H<sub>2</sub>O (água), 42% de H<sub>3</sub>PO<sub>4</sub> (ácido fosfórico), 34% H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> (ácido sulfúrico). As amostras são colocadas em um recipiente contendo esta solução e agitadas por um período de tempo próximo de 30 minutos, até a remoção de aproximadamente 100 μm da superfície do material.

### 5.1.2.3 Tração no regime elástico

O carregamento em tração foi efetuado em uma MUE. Para possibilitar a realização do furo enquanto amostra estava carregada, um dispositivo para fixação do tripé do MFC na vertical foi desenvolvido. Na Figura 33 é mostrada a amostra posicionada na MEU, Figura 33 (a), e o posicionamento do tripé para execução do MFCe, Figura 33 (b).

Figura 33 – (a) Posicionamento da amostra e (b) posicionamento do dispositivo para execução do MFCe.



O procedimento de ensaio foi posicionar a amostra e o dispositivo para ensaio na MUE, aplicar a tensão de carregamento de 300 MPa, zerar os extensômetros e aplicar a metodologia de ensaio do MFC estendido. A tensão teórica é considerada linear ao longo da profundidade do arame.

#### 5.1.2.4 Flexão no regime elástico

Os ensaios de flexão foram conduzidos em um dispositivo de flexão em quatro pontos. A distância entre os roletes externos é de 180 mm e os roletes interno de 50 mm.

Para execução do ensaio, a amostra montada no dispositivo de flexão em quatro pontos é posicionada abaixo de uma mesa especial para aplicação do MFC. A amostra montada no dispositivo é mostrada na Figura 34.

A tensão de carregamento aplicada é de 300 MPa. A tensão teórica foi calculada considerando decaimento linear da tensão ao longo da profundidade, com 0 MPa de tensão no centro da espessura do arame.

Figura 34 – Montagem da amostra em dispositivo de flexão em quatro pontos.

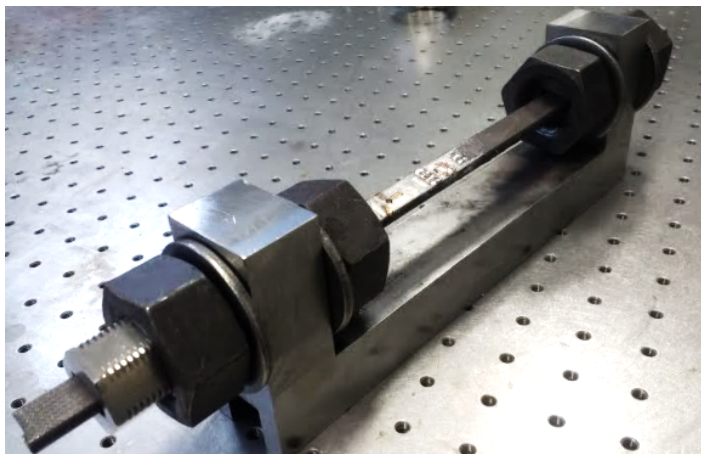


#### 5.1.2.5 Torção no regime elástico

O dispositivo de torção é composto por dois fusos móveis com um orifício onde é encaixada a amostra. Com a amostra posicionada entre os fusos, um dos lados é fixado e o torque é aplicado no fuso oposto. Ao atingir a tensão de interesse, o segundo fuso é fixado. O dispositivo montado com a amostra é apresentado na Figura 35.

As tensões efetivas teóricas consideram a tensão cisalhante com decaimento linear ao longo da profundidade, sendo a máxima tensão na superfície e 0 MPa no centro da espessura do arame, ao tempo que as tensões longitudinais e transversais devem ser 0 MPa ao longo da profundidade. A tensão cisalhante aplicada no ensaio foi de 350 MPa.

Figura 35 – Dispositivo de torção.



### 5.1.3 Amostras permanentes

As amostras permanentes são arames retos que foram polidos através de um eletrolítico para remoção da camada descarbonetada e posteriormente passaram por um alívio de tensões residuais através de um processo de pré-deformação em tração e que posteriormente foram submetidas a deformação plástica em flexão para geração de um gradiente de deformação plástica, resultando em um padrão de TR.

#### 5.1.3.1 Remoção da camada descarbonetada

O procedimento para remoção de camadas é o mesmo procedimento descrito no item 5.1.2.2.

#### 5.1.3.2 Deformação plástica para alívio de TR

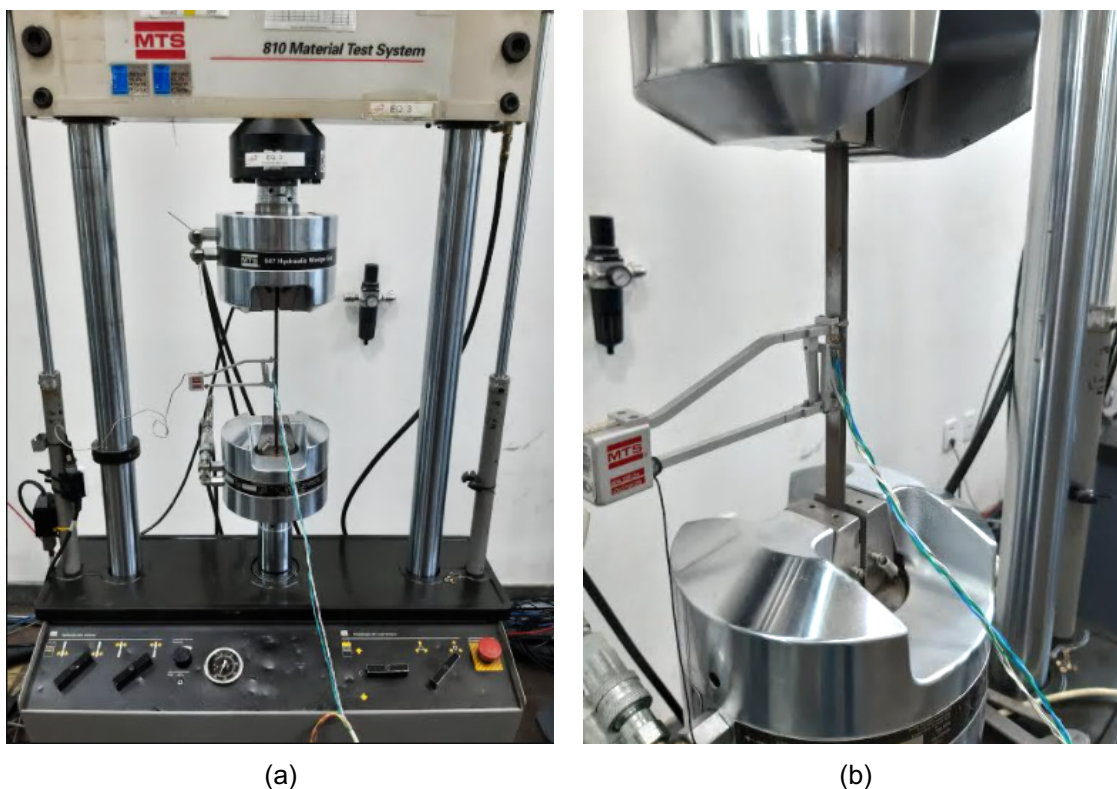
A escolha pelo método de alívio de tensão residual através de deformação plástica em tração ocorreu devido a necessidade de obtenção de amostras com tensão limite de escoamento maior do que as obtidas com o tratamento térmico a fim de permitir a obtenção de amostras com padrão de TR com magnitudes maiores.

Foi conduzido um estudo preliminar com três diferentes níveis de pré-deformação em tração para determinar qual a melhor condição para alívio das tensões residuais. Os níveis de deformação aplicados foram: 1%, 2% e 3%. Para cada nível foram utilizadas três amostras distintas. Em todas amostras aplicou-se as técnicas de DRX de bancada, DRX portátil e o MFC convencional para medição das tensões residuais após a pré-deformação.

Na Figura 36 (a) é mostrado o arame posicionado na máquina universal de ensaios (MUE) para realização da pré-deformação. O ensaio foi conduzido com taxa

de deslocamento de 2 mm/min. O controle da deformação foi realizado a partir do monitoramento com um clip-gauge e também com uma roseta extensômetricas biaxial colada no centro do comprimento e da espessura do arame, com comprimento ativo de 3 mm, Figura 36 (b).

Figura 36 – Posicionamento da amostra para pré-deformação. (a) posicionamento da amostra na máquina de ensaios MUE e (b) detalhe do *clip gauge* instalado.

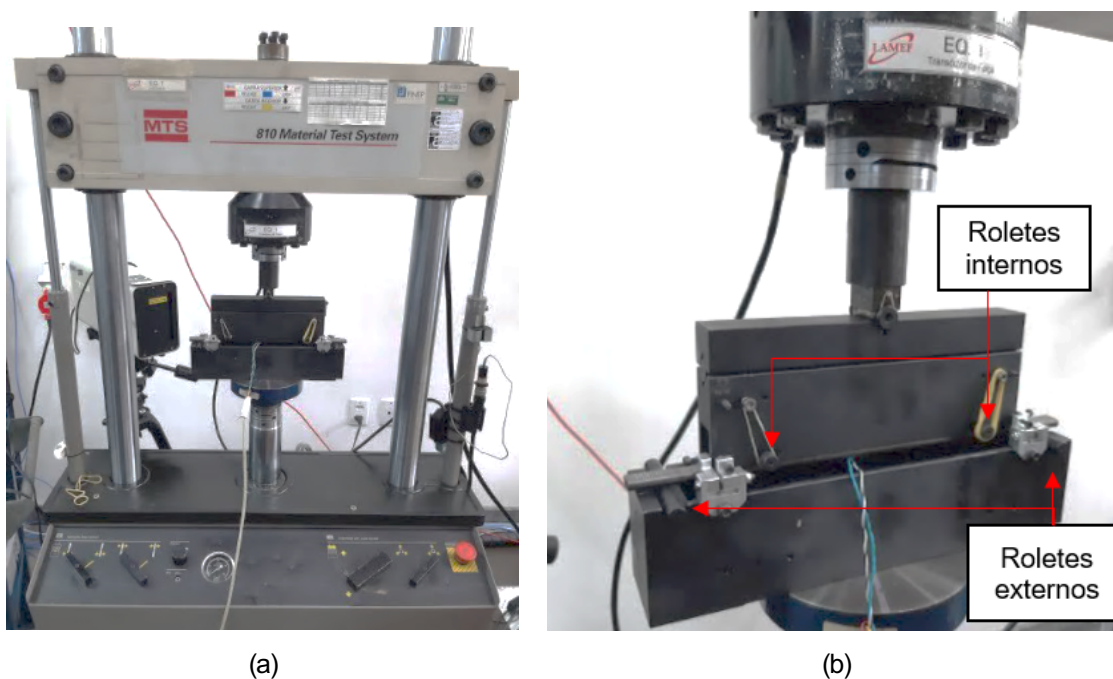


### 5.1.3.3 Flexão no regime plástico para geração de TR

As amostras com padrão de tensão residual foram produzidas a partir de arames de armadura de tração com pré-deformação em tração de 2%.

Para obtenção do padrão de TR as amostras foram submetidas a um carregamento de flexão em 4 pontos utilizando um dispositivo projetado especialmente para esta aplicação, com a distância entre roletes internos de 90 mm e roletes externos com 180 mm. O carregamento foi efetuado na MUE. O avanço do ensaio foi de 2 mm/min. Na Figura 37 (a) é apresentado a configuração de montagem do ensaio e na Figura 37 (a) a amostra posicionada no dispositivo de flexão em quatro pontos.

Figura 37 – Amostra pré-deformada posicionada para ensaio de flexão em quatro pontos: (a) configuração de montagem do ensaio e (b) posicionamento da amostra.



No estudo inicial foram conduzidos ensaios com carregamentos equivalentes a 1%, 1.2% e 1.4% de deformação para avaliar experimentalmente a relação entre a variação do estado de tensões residuais em função do aumento de deformação aplicada. O controle das deformações foi efetuado por um ERE uniaxial com 5 mm de comprimento ativo, colado na face do arame submetida a tração.

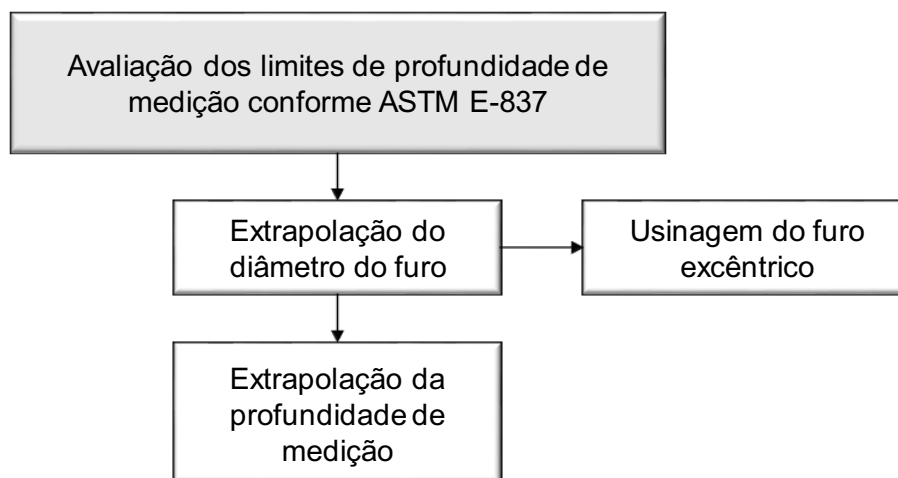
Em outra etapa, foi avaliada a dispersão dos resultados obtidos para 5 amostras distintas, cada qual submetida ao mesmo carregamento em flexão, de 1%. Os resultados de tensão residual foram obtidos utilizando os métodos de DRX de bancada e o MFC convencional.

Ao final deste estudo, o método selecionado para confeccionar as amostras permanentes foi a aplicação de pré-deformação 2% e flexão em 1%.

## 5.2 Avaliação dos limites de profundidade de medição do MFC conforme ASTM E-837

Na Figura 38 é mostrado o fluxograma das etapas pertencentes a esta fase de trabalho.

Figura 38 – Fluxograma de etapas para avaliação dos limites de profundidade de medição do MFC conforme ASTM E-837.



### 5.2.1 Extrapolação do diâmetro do furo

As ferramentas convencionais do MFC com acionamento através de turbina pneumática, possuem diâmetro entre 1.0 mm e 1.9 mm. Para atingir profundidades de medição de tensão até 2 mm é preciso aumentar o diâmetro do furo para valores entre 3.75 e 4.25 mm, conforme prescrito pela norma ASTM E-837 (2020).

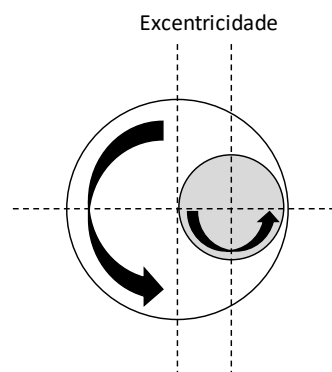
Para realizar furos com este diâmetro utilizando o equipamento convencional (RS-200 Milling Guide) a alternativa é que este seja realizado de forma orbital, com a ferramenta de usinagem deslocada em relação ao centro da roseta de medição. Neste trabalho a ferramenta utilizada para realizar o furo é uma broca do tipo *carbide* cônica invertida, com diâmetro de 1.9 mm e a excentricidade é igual a 0.9 mm.

Na Figura 39 (a) é mostrado o detalhe da ferramenta excêntrica para realização do furo, bem como na Figura 39 (b) é exemplificado a forma como o furo é realizado

Figura 39 – (a) Ferramenta de usinagem do furo descentrada e (b) esquemático da usinagem excêntrica.



(a)



(b)



### **5.2.2 Extrapolação da profundidade de medição do MFC**

Foi conduzido um estudo para verificar os limites de profundidade de medição do MFC em arames da AT de DF comparando com os limites estabelecidos pela norma técnica ASTM-837 (2020).

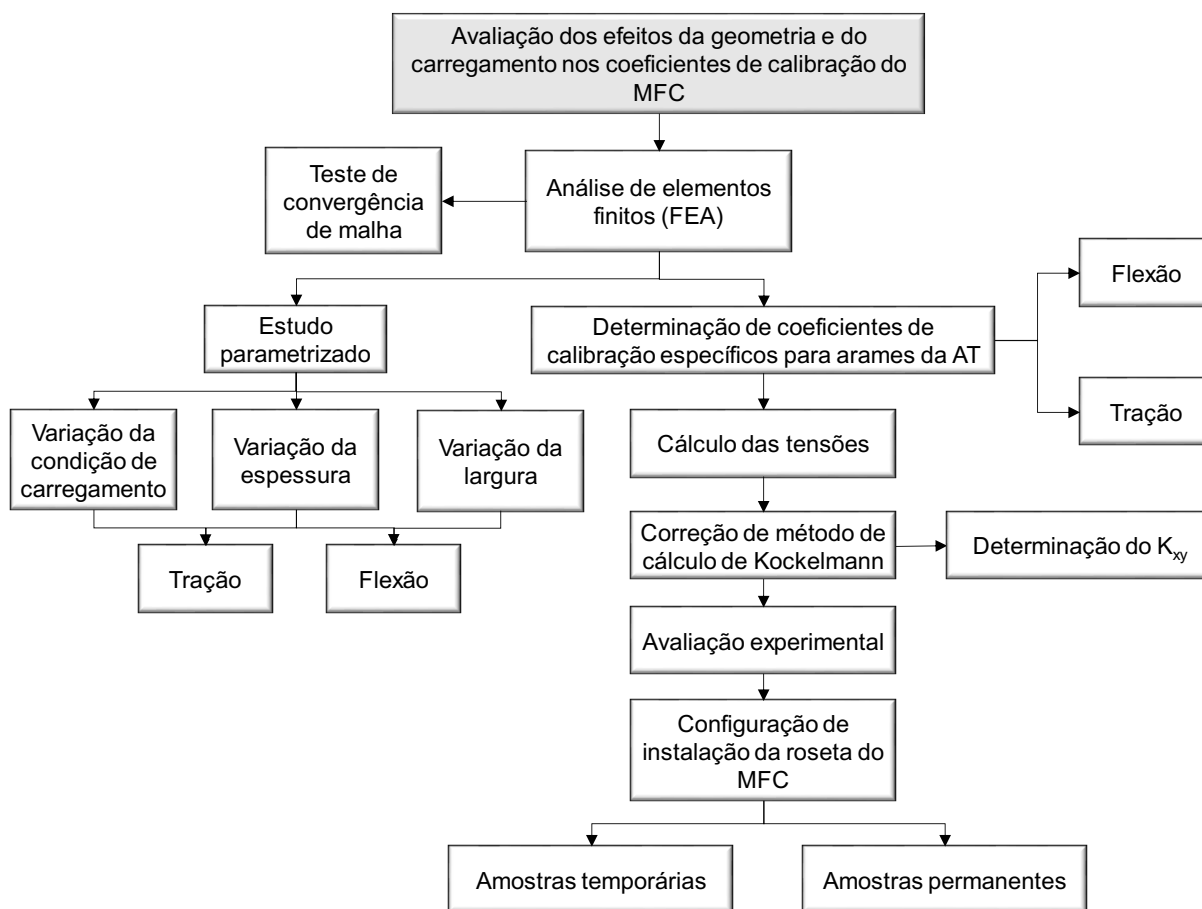
Para tanto, dois diâmetros de rosetas foram utilizados, 5,13 mm e 10,26 mm. Por norma os limites de profundidade de medição para estes diâmetros são de 1 mm e 2 mm, respectivamente. Neste estudo a profundidade de medição foi extrapolada até 2,0 mm para as rosetas de 5,13 mm e até 3,0 mm para a roseta com 10,26 mm.

Nesta etapa, o MFC foi aplicado em amostras temporárias com carregamento em flexão. Deste modo, as tensões teóricas ao longo da profundidade são conhecidas, permitindo identificar os erros de medição da técnica devido à perda de sensibilidade na medição das deformações da superfície do arame com o avanço da profundidade do furo.

### **5.3 Avaliação dos efeitos da geometria e do carregamento nos coeficientes de calibração do MFC**

A metodologia desta etapa do trabalho foi dividida em diferentes partes as quais são exemplificadas no fluxograma da Figura 40 e serão explicadas nos próximos tópicos.

Figura 40 – Fluxograma da etapa de avaliação dos efeitos da geometria e do carregamento nos coeficientes de calibração do MFC.



### 5.3.1 Análise de elementos finitos

A análise de elementos finitos foi realizada no software Abaqus.

#### Configuração do modelo numérico

Como condição de contorno foi aplicado simetria em Z no plano XY e simetria em X no plano ZY. Na Figura 41 é apresentado as condições de contorno.

Para o modelo em tração foi aplicado um carregamento tipo *pressure* na face do plano YZ oposta ao furo simulado. Para o modelo em flexão, foi criado um *reference point* no centro da espessura do modelo, na face oposta ao furo. O *reference point* foi associado com uma restrição do tipo *coupling* a face do plano YX oposta ao furo simulado, sem restrição aos graus de liberdade, e, por fim, aplicou-se um carregamento do tipo *moment* diretamente no *reference point* no eixo X. Na Figura 42 é apresentado o ponto onde foi aplicado a tração, Figura 42 (a), e a flexão, Figura 42 (b)

Figura 41 – Condições de contorno modelo de análise de elementos finitos.

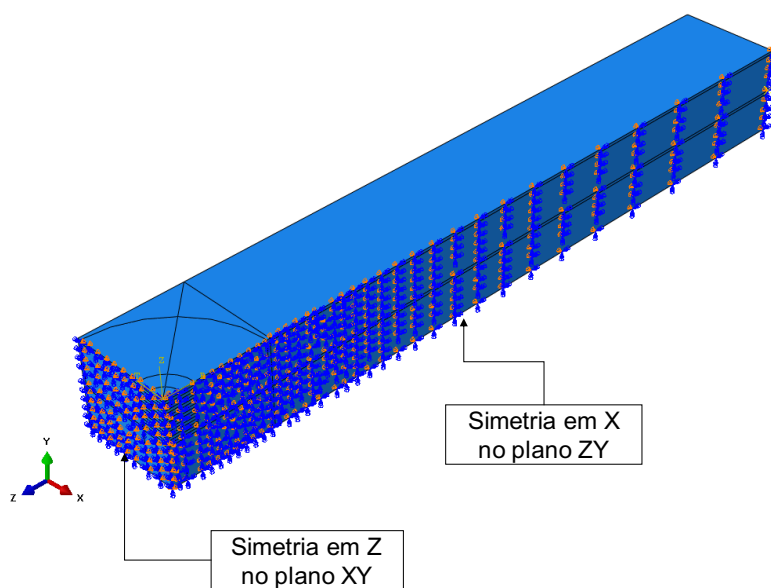
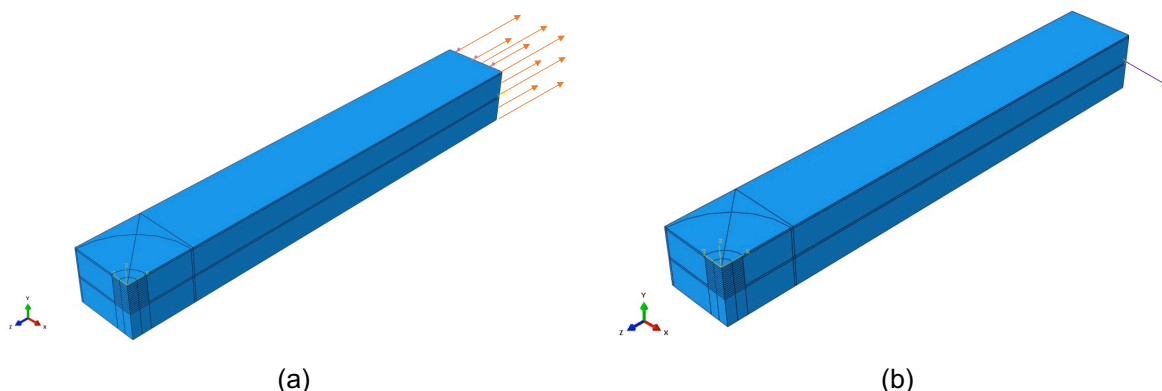


Figura 42 – Ponto de aplicação dos carregamentos: (a) tração e (b) flexão.



Um terceiro modelo com carregamento de torção também foi desenvolvido. Neste caso utilizou a mesma restrição do tipo *coupling*, porém o carregamento do tipo *moment* foi aplicado no eixo X. As condições de contorno foram alteradas para condição de axissimétrico.

Para simular a usinagem do furo no arame foram criados diferentes *steps* e em cada *step* uma camada de elementos equivalente ao incremento do furo foi removido utilizando opção *interaction – model change – deactivated in this step*. Os incrementos de remoção de material utilizadas foram 0.2 mm, de 0 mm até 3.0 mm.

O menor tamanho de elemento utilizado foi de 0.05 mm e o número total de elementos variou conforme o modelo, sendo que, para o modelo com a geometria dos arames da armadura de tração o número de elementos foi de 144.210. A malha utilizada foi do tipo *sweep – medial axis* com elementos do tipo C3D8.

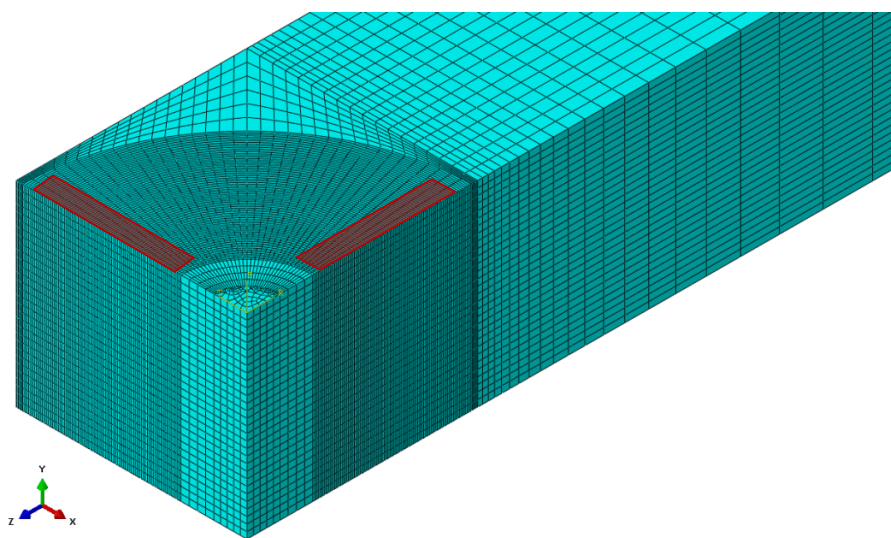
A área para obter os resultados de deformação no modelo equivale as dimensões do extensômetros utilizados nos ensaios: para o extensômetro na longitudinal o comprimento é de 3.2 mm de comprimento e 3.2 mm de largura, para o extensômetro na transversal do arame as dimensões são 3 mm de comprimento e 1.20 mm de largura. Devido a simetria, apenas metade da região é utilizada.

Os valores de deformação ( $\varepsilon$ ) para cada coordenada X, Y foram colocados no formato de matriz [X, Y,  $\varepsilon(L,T)$ ]. As deformações longitudinais ( $\varepsilon_L$ ) e transversais ( $\varepsilon_T$ ) foram calculadas no software Matlab® a partir da Equação 16.

$$\varepsilon_{L,T} = \frac{1}{A_{SG}} \int_{X_1}^{X_2} \int_{Y_1}^{Y_2} \varepsilon_{(L,T)}(X, Y). dx. dy \quad \text{Equação 16}$$

Para a deformação longitudinal  $X_1$  é o raio interno da roseta (3.5 mm),  $X_2$  o raio externo (6.7 mm),  $Y_1 = 0$  e  $Y_2$  metade da largura do extensômetro (1.60 mm). Para deformação transversal  $X_1$  é 3.5 mm,  $X_2 = 6.5$  mm,  $Y_1 = 0$  e  $Y_2$  metade da largura do extensômetro (0.60 mm). Na Figura 43 é mostrado a visualização da malha do modelo e, em destaque vermelho, a região onde é extraída os valores de deformação, a área do extensômetro.

Figura 43 – Modelo de elementos finitos.



### 5.3.1.1 Teste de convergência de malha

Para verificação de malha foi variado a quantidade de elementos na região de medição dos extensômetros tanto na circunferencial quanto na radial. O critério de validação para o teste de convergência de malha foi de que a diferença entre o valor

de deformação calculado da malha selecionada e a malha com menor tamanho de elemento fosse menor do que 2%.

### 5.3.1.2 Estudo parametrizado

Foi conduzido um estudo parametrizado variando as limitações geométricas estabelecidas pela norma de espessura e distância do centro do furo até a borda do componente. O comprimento do modelo foi considerado constante, 50 mm, e foram aplicadas variações na espessura e na distância do centro do furo até a borda do modelo.

Além das variações geométricas, foi avaliado a variação dos coeficientes de calibração em função do tipo de carregamento: tração, flexão e a combinação de ambos. Para isto utilizou-se um carregamento máximo equivalente a 1 MPa, tanto na tração quanto em flexão. Uma vez que a combinação das tensões é feita dentro do regime linear elástico, a combinação dos carregamentos é feita através da sobreposição das tensões, ou seja, utiliza-se um fator que multiplica a tensão e as deformações resultantes do modelo numérico para combinar os carregamentos. Esta sobreposição é exemplificada na Equação 17 e Equação 18:

$$\varepsilon_{calibração} = x * \varepsilon_{tração} + y * \varepsilon_{flexão} \quad \text{Equação 17}$$

$$\sigma_{calibração} = x * \sigma_{tração} + y * \sigma_{flexão} \quad \text{Equação 18}$$

Onde x é um fator de tração e y é um fator de flexão, ou seja, para o caso de tração pura x é igual a 1 e y igual a 0, ao tempo que para flexão pura y igual a 1 e x igual a 0. Na prática, ao combinar as condições de carregamento de tração e flexão há um deslocamento da linha neutra do material.

Na Tabela 3 é apresentado os parâmetros que foram utilizados em cada análise:

Tabela 3 – Parâmetros variados no modelo de elementos finitos.

Parâmetro avaliado	Distância do centro do furo até a borda [mm]	Espessura [mm]	Tipo de Carregamento
Distância do centro do furo até a borda	50 / 20 / 15 / 10 / 7	6	Tração / Flexão
Espessura	50	16 / 12 / 10 / 8 / 6	Tração / Flexão

---

			1.0 Tração – 0.0 Flexão
			1.0 Tração – 0.5 Flexão
<b>Carregamento</b>	7	6	1.0 Tração – 1.0 Flexão
			0.5 Tração – 1.0 Flexão
			0.0 Tração – 1.0 Flexão

---

### 5.3.2 Determinação de coeficientes de calibração específicos para arames da AT

Ao final do estudo paramétrico foram determinados os coeficientes de calibração específicos para a geometria dos arames da AT para as condições de carregamento em tração, flexão.

#### 5.3.2.1 Cálculo das tensões

Neste trabalho o modelo de cálculo de tensões adotado foi o método de Kockelmann. A escolha pelo método de Kockelmann foi feita pelo motivo de que neste método é possível levantar os coeficientes de calibração de forma experimental ou numérica, isto porque a calibração é feita considerando que o carregamento no material é externo. No método da integral, utilizado pela norma ASTM E-837, considera-se que o carregamento do material para levantamento dos coeficientes de calibração deve ser feito na parte interna do furo e de forma incremental, o que inviabiliza sua aplicação experimental.

Para validação desta metodologia de cálculo, após a obtenção dos coeficientes de calibração específicos para arames da AT, os valores de deformação obtidos pelo modelo numérico foram aplicados para cálculo das tensões pelo modelo de Kockelmann utilizando os coeficientes de calibração corrigidos.

#### 5.3.2.2 Correção do método de cálculo de Kockelmann

O princípio da metodologia de cálculo de tensões residuais propostos por SCHWARZ e KOCKELMANN (1993) considera que o MFC é aplicado em um componente com dimensões infinitas e que as únicas tensões atuantes na borda do furo estão relacionadas com o relaxamento das tensões devido a carregamentos externos.

Por ser um material com dimensões infinitas, o método considera que as tensões principais decorrentes do MFC são orientadas no ângulo de direção das tensões de carregamento. Desta forma, levando em consideração as relações do círculo de Mohr, assume-se que as deformações que atuam na direção XY são iguais a:

$$\varepsilon_{XY(45^\circ)} = \frac{\varepsilon_X(0^\circ) + \varepsilon_Y(90^\circ)}{2} \quad \text{Equação 19}$$

A partir desta premissa, os coeficientes de calibração propostos pelo método de Kockelmann ( $K_x$  e  $K_y$ ) atuam apenas na correção das tensões que atuam no plano longitudinal e no plano transversal da borda do furo, conforme pode ser observado na Equação 9 e Equação 10.

Entretanto, no caso específico dos arames da AT esta permissão não é válida, visto que, a distância entre a borda do furo e a borda do arame é pequena, menor do que duas vezes o diâmetro do furo. Isto faz com que as tensões resultantes do MFC não sejam orientadas com a direção da tensão de carregamento.

Para contornar esta situação, neste trabalho é proposto uma metodologia de correção do método de cálculo de Kockelmann para possibilitar o alinhamento das tensões principais na mesma direção que a tensão de carregamento.

O conceito da metodologia consiste na correção dos valores de deformação que são medidos pelo ERE na direção a  $45^\circ$  de um componente com geometria específica para valores de deformação que seriam obtidos em um componente com dimensões infinitas, sem efeito de borda.

Para isto, é proposto a utilização de um novo coeficiente de calibração, o qual iremos denominar  $K_{xy}$ . O coeficiente de calibração  $K_{xy}$  é a razão entre as deformações a  $45^\circ$  de componente com dimensões infinitas, calibração convencional, e as deformações a  $45^\circ$  de um componente com geometria específica:

$$K_{XY}(\xi) = \frac{\varepsilon_{45^\circ \text{ calibração convencional}}(\xi)}{\varepsilon_{45^\circ \text{ geom. específica}}(\xi)} \quad \text{Equação 20}$$

As deformações a  $45^\circ$  para geometria específica são conhecidas a partir dos resultados de simulação do modelo numérico, ao tempo que as deformações a  $45^\circ$  da geometria convencional são desconhecidas. Esta proposta de calibração é similar ao que foi apresentado por Held, Schuster e Gibmeier (2014).

O efeito prático do não alinhamento das tensões principais na direção da tensão de carregamento é que as tensões calculadas na direção 2 (Plano XY) são diferentes das tensões de calibração desta direção. Esta avaliação é verificada no cálculo das tensões da direção 2:

$\sigma_{2 \text{ geom. específica}}(\xi)$

$$= \frac{E}{(K_x(\xi))^2 - \nu^2(K_y(\xi))^2} \left[ \frac{K_x(\xi) \frac{\varepsilon_{45^\circ \text{ geom. específica}}(\xi)}{d\xi} + \nu K_y(\xi) \left( \frac{d\varepsilon_1(\xi)}{d\xi} + \frac{d\varepsilon_3(\xi)}{d\xi} - \frac{\varepsilon_{45^\circ \text{ geom. específica}}(\xi)}{d\xi} \right)}{d\xi} \right] \quad \text{Equação 21}$$

Sabe-se que as tensões na direção 2 deveriam ser iguais as tensões de calibração no plano XY, logo:

$$\sigma_{2 \text{ geom. específica}}(\xi) - \sigma_{2 \text{ calibração}} = 0 \quad \text{Equação 22}$$

Os resultados do modelo numérico permitem calcular as tensões na direção 2 do material com geometria específica. Em posse deste resultado e da tensão de calibração na direção 2 utilizou-se o software Matlab® para criar um algoritmo que, de forma iterativa, varia os valores de deformação na direção 2 até que a Equação 22 seja satisfeita, ou seja, a tensão calculada no componente com geometria específica seja igual a tensão de calibração na direção 2.

Desta forma têm-se os dois valores de deformação necessários para resolver a Equação 20 e calcular o coeficiente de calibração  $K_{xy}$  para qualquer tensão de calibração na direção 2.

A partir do valor de  $K_{xy}$  é feita a correção das tensões na direção 2 conforme Equação 23:

$\sigma_{2 \text{ corrigido}}$

$$= \frac{E}{(K_x(\xi))^2 - \nu^2(K_y(\xi))^2} \left[ \frac{K_x(\xi) \frac{\varepsilon_{45^\circ \text{ geom. específica}}(\xi) * K_{xy}(\xi)}{d\xi} + \nu K_y(\xi) \left( \frac{d\varepsilon_1(\xi)}{d\xi} + \frac{d\varepsilon_3(\xi)}{d\xi} - \frac{\varepsilon_{45^\circ \text{ geom. específica}}(\xi) * K_{xy}(\xi)}{d\xi} \right)}{d\xi} \right] \quad \text{Equação 23}$$

Esta metodologia de correção do método de Kockelmann será avaliada de forma experimental nos próximos tópicos.

### 5.3.3 Avaliação experimental

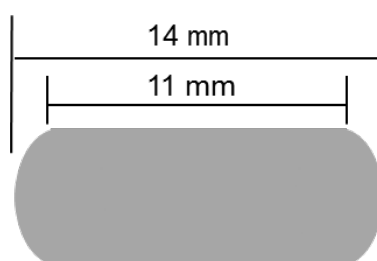
Na primeira etapa da avaliação experimental é verificada a configuração de instalação da roseta do tipo A com 10,26 mm especial para realização do MFC estendido nos arames da AT. Após esta avaliação, a configuração de instalação selecionada foi aplicada para realização de ensaios nas amostras temporárias e em uma amostra permanente.



### 5.3.3.1 Configuração de instalação da roseta tipo A com 10,26 mm

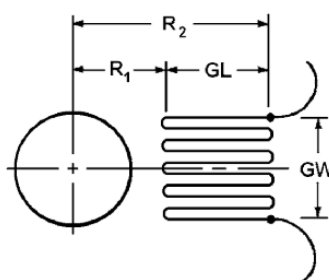
As rosetas com diâmetro de 10,26 mm são utilizadas para determinar a tensão em maiores profundidades. A largura dos arames da armadura de tração varia de acordo com o fabricante e aplicação do DF. Os arames utilizados para este estudo possuem largura total de 14 mm, com cantos arredondados, e uma face reta com 11 mm de largura. Na Figura 44 é apresentada uma imagem da seção transversal de um arame da AT de um DF.

Figura 44 – Seção transversal do arame da armadura de tração.



Devido a esta largura reduzida, não é possível aplicar a roseta especial para o MFC com todos extensômetros posicionados na parte reta do arame. O raio externo da roseta do tipo A de 10,26 mm é 13,44 mm, ficando fora face reta do arame. Na Figura 45 é apresentado em detalhe a distância do extensômetro em relação ao centro do furo, sendo  $R_1 = 3,54$  mm,  $R_2 = 6,72$  mm,  $GL = 3,18$  mm e  $GW = 3,18$  mm.

Figura 45 – Detalhe das distâncias do extensômetro em relação ao centro do furo.



Fonte: ASTM, 2002.

Para possibilitar medir as deformações corretamente foram propostos três tipos de configuração de instalação. Esta avaliação foi efetuada em ensaios com amostras temporárias submetidas a carregamentos em flexão.

### Configuração 1:

Roseta convencional posicionado no centro do arame, com um extensômetro posicionado na longitudinal do arame (SG I), um posicionado a  $135^\circ$  (SG II) e outro a  $225^\circ$  (SG III), Figura 46.

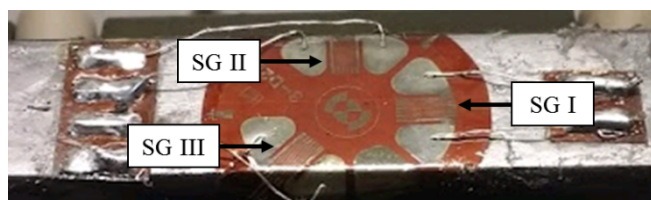
Figura 46 – Configuração de instalação 1.



### Configuração 2:

Roseta convencional posicionada deslocada do centro do arame em 1 mm, com um extensômetro posicionado na longitudinal do arame (SG I), o segundo posicionado na transversal (SG II), totalmente na parte reta do arame, e o terceiro posicionado a  $135^\circ$  (SG III), sendo que sua extremidade acaba por ficar fora da parte reta do arame, Figura 47.

Figura 47 – Configuração de instalação 2.



### Configuração 3:

Roseta convencional posicionada deslocada 1 mm do centro do arame,, com um extensômetro posicionado na longitudinal do arame (SG I), dois extensômetros posicionados a  $135^\circ$  (SG II),  $225^\circ$  (SG III) e um quarto extensômetro uniaxial de 3 mm (SG IV) instalado na transversal do arame, conforme ilustra a Figura 48.

Figura 48 – Configuração de instalação 3.



Para o cálculo das tensões residuais apenas os extensômetros SG I, SG III e SG IV são utilizados.

A configuração 3 de instalação apresentou os melhores resultados e por este motivo será aplicada nos ensaios da avaliação experimental. Os ensaios conduzidos na avaliação experimental foram conduzidos nas amostras temporárias,

#### 5.4 Comparativo entre técnicas de medição de TR

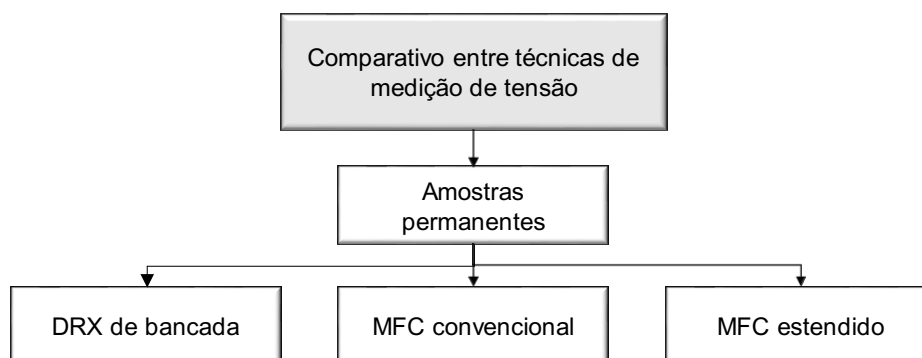
Para efeito comparativo, em uma amostra permanente foram aplicadas três técnicas de medição de TR ao longo da profundidade:

- Difractometria de raios X de bancada, de 0,005 mm até 1,64 mm
- MFC Convencional, de 0,08 mm até 0,80 mm.;
- MFC Estendido, de 0,08 mm até 2,40 mm;

Para atingir maiores profundidades com o método de DRX foi realizada a remoção de camadas utilizando procedimento similar ao apresentado no item 5.1.3.1.

As técnicas de medição foram aplicadas na mesma amostra, com pontos de medição distantes aproximadamente de 25 mm entre si. Na Figura 49 é mostrado o fluxograma das etapas desta parte da metodologia.

Figura 49 – Fluxograma das etapas de comparativo entre técnicas de medição de tensão



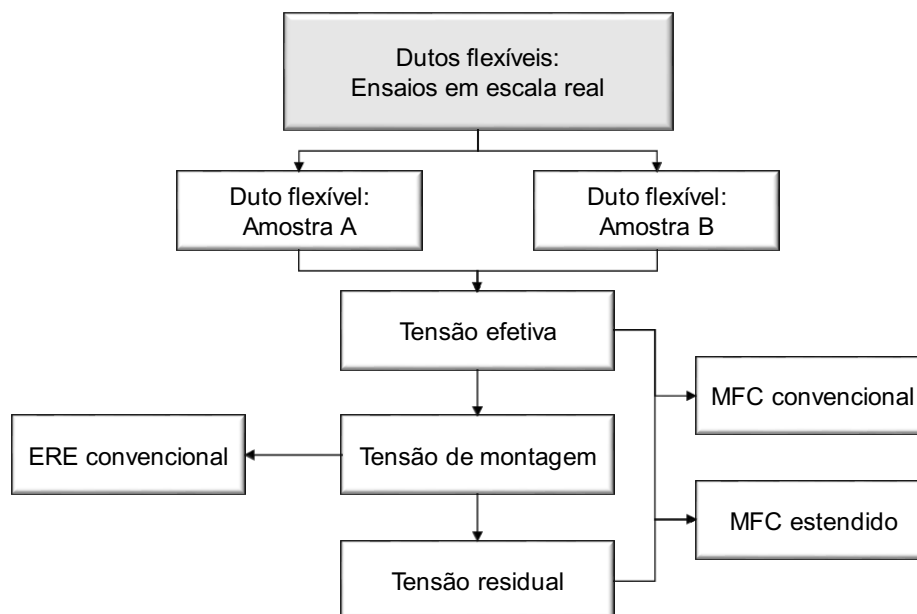
#### 5.5 Dutos flexíveis: ensaios em escala real

Nesta etapa final foram avaliadas as tensões efetivas e tensões residuais de arames da AT de dutos flexíveis retirados de operação. A avaliação das tensões residuais e efetivas foram efetuadas com o MFC convencional e o MFC estendido.

Além disto, nestes mesmos arames foram avaliadas as tensões de montagem utilizando extensômetros de resistência elétrica convencionais.

Na Figura 50 é apresentado um fluxograma das etapas do trabalho desta parte da metodologia.

Figura 50 – Fluxograma da etapa de ensaios em escala real.



No todo, foram utilizadas duas amostras de dutos flexíveis distintas:

- **Amostra A:** Este DF era um riser de injeção retirado de operação após dois anos de operação. Maiores informações sobre a amostra são confidenciais e não serão apresentadas. Na Figura 51 é apresentado o duto em análise assim como a janela de medição.

Figura 51 – Amostra A utilizada para ensaios de escala real.



- **Amostra B:** Esta amostra é um trecho de duto retirado de operação para dissecação. Na Figura 52 é apresentado a Amostra B posicionada sob cavaletes com as janelas de inspeção para realizar o MFC.

Figura 52 – Duto flexível amostra escala real Amostra B.



### 5.5.1 Tensões efetivas

As tensões efetivas são tensões que atuam nos arames da AT de DF enquanto os arames estão montados sob o duto. O levantamento das tensões efetivas foi realizado com as técnicas do MFC convencional e o MFC estendido. Na Figura 53 (a) é mostrado o equipamento do MFC posicionado sob o duto para medição de tensão efetiva e na Figura 53 (b) o detalha da instrumentação dos arames para medições com o MFC estendido e o MFC convencional.

Figura 53 – (a) Equipamento MFC posicionada para ensaio de tensão efetiva e (b) Rosetas extensométricas especiais para o MFC estendido e o MFC convencional.



(a)



(b)

### 5.5.2 Tensões de montagem

Para fins de avaliação, em ambas amostras foram avaliadas as tensões de montagem, nos mesmos arames onde foram realizadas as medições com o MFC.

As tensões de montagem são determinadas a partir dos valores de deformação obtidos pelo ERE após o seccionamento do arame. O modelo de ERE utilizado é uma

roseta retangular sobreposta, KFGS-5-120-D17-11, da fabricante Kiowa, com resistência de  $120 \Omega$  e comprimento ativo do sensor de 5 mm.

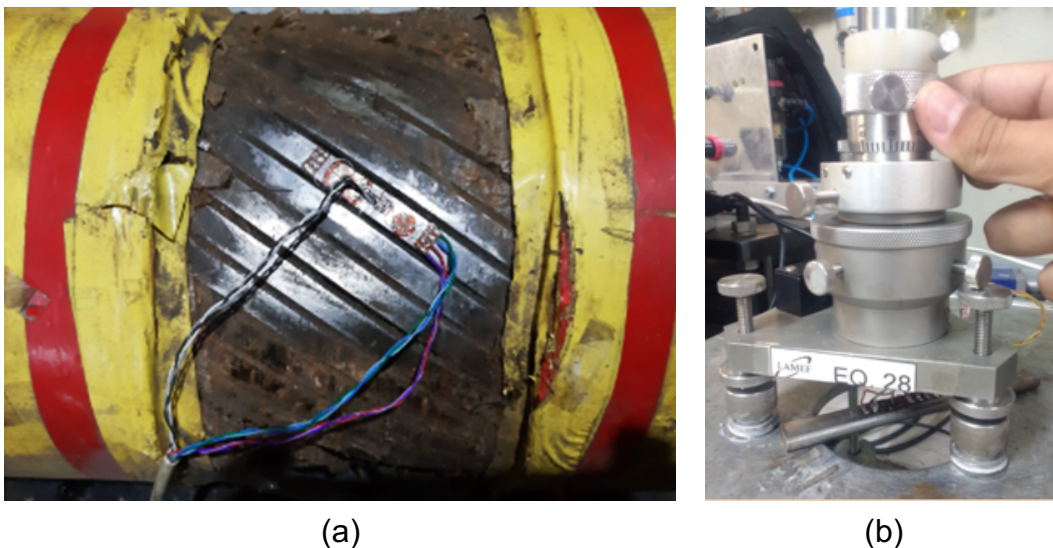
Os EREs são instalados no centro da janela aberta para inspeção, enquanto o seccionamento do arame é realizado em uma de suas extremidades. Na Figura 54 (a) é apresentado a instrumentação do arame.

As deformações medidas são referentes ao alívio das tensões arame após ao seccionamento e por este motivo os valores obtidos são multiplicados por -1, representando os esforços ao qual o arame estava submetido. Posterior são aplicadas as equações apresentadas pela TN-515 Vishay (2008) para determinar as tensões de montagem a qual estava submetido o arame.

### 5.5.3 Tensões residuais

Após efetuar as medições de tensão efetiva os arames das amostras A e B foram seccionados e foram realizadas medições com o MFCe e o MFC para levantamento das tensões residuais. Na Figura 54 (b) é mostrado o arame posicionado para realização de ensaio de tensões residuais.

Figura 54 – (a) Instrumentação do arame para determinação de tensão de montagem e (b) ensaio de tensões residuais.



## 6 Resultados e Discussão

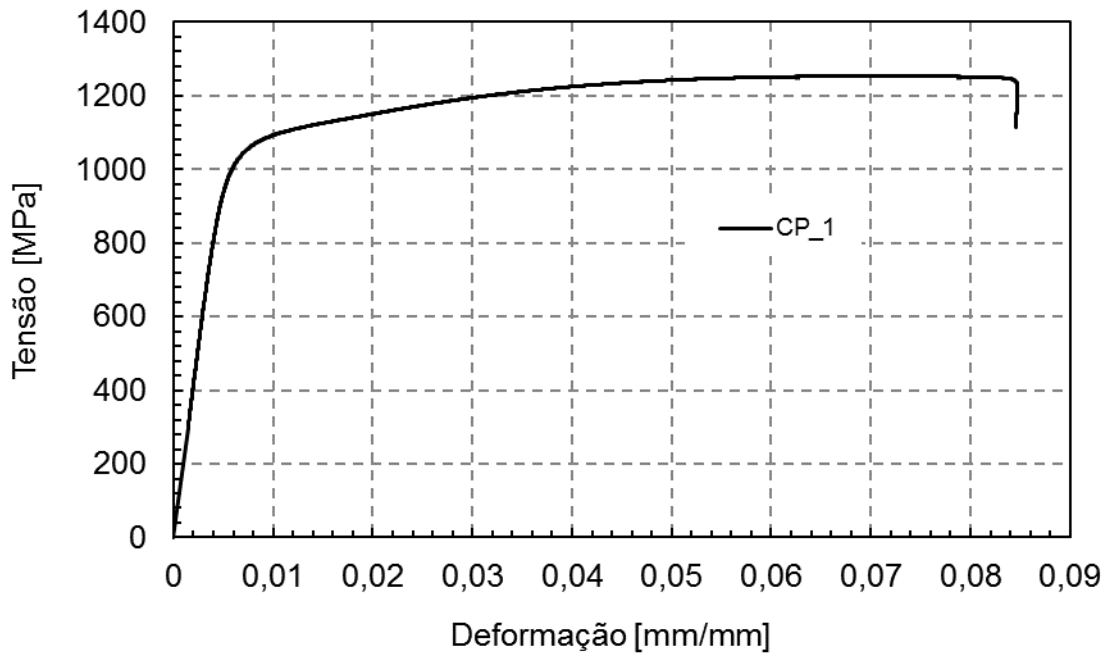
### 6.1 Metodologia para obtenção de amostras padrão

#### 6.1.1 Caracterização mecânica e metalúrgica

Os primeiros resultados apresentados são referentes a caracterização mecânica e metalúrgica dos arames retos da AT como recebido. Os resultados obtidos foram:

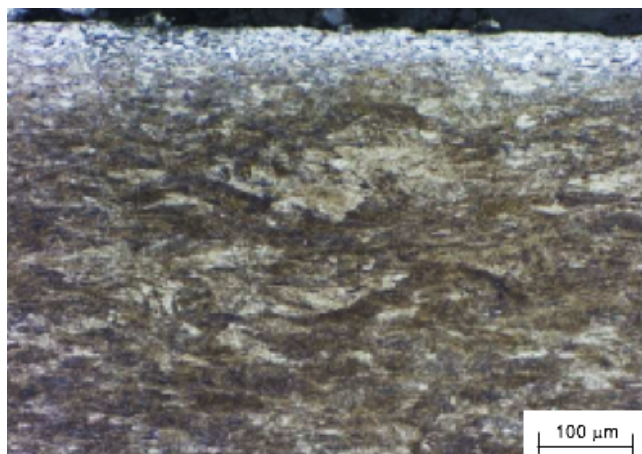
- Teor de carbono: 0,73%
- Micro dureza transversal: 372 HV
- Micro dureza longitudinal: 357 HV
- Resistência ao escoamento a 0,2%: 1100 MPa
- Resistência à tração: 1253 MPa

Figura 55 – Curva tensão x deformação amostra como recebida.



- Análise metalográfica: perlita e ferrita alinhadas no sentido de conformação do arame. Há presença de camada descarbonetada de aproximadamente 50  $\mu\text{m}$  de profundidade, região mais clara na parte superior da Figura 56. Imagem é referente a seção longitudinal do arame. A microestrutura apresenta grão finos e alongados, típicos do processo de laminação a frio (LIU et al., 2018; MA et al., 2022)

Figura 56 – Metalografia do material como recebido.

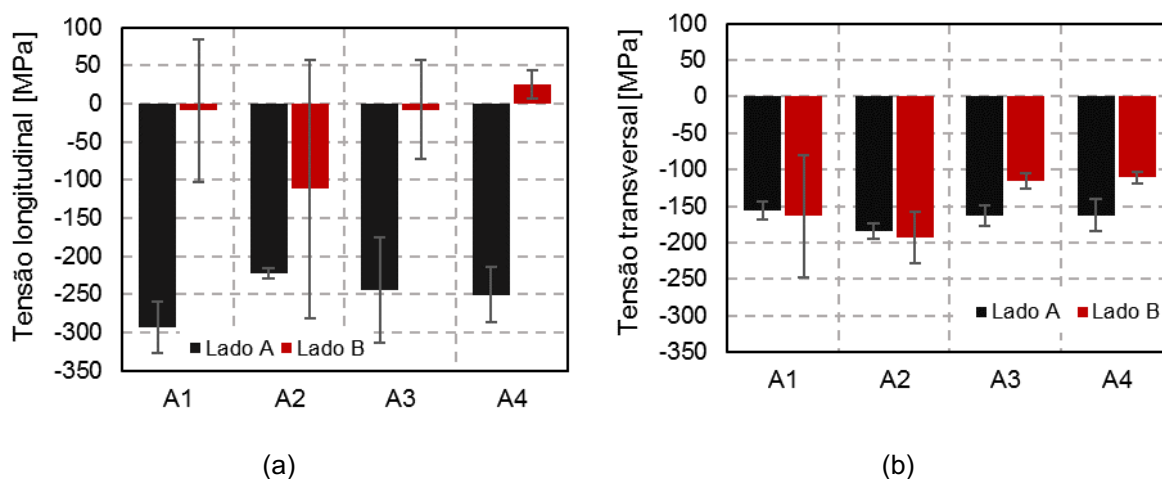


- Tensões residuais: as quatro amostras (A1, A2, A3 e A4) foram seccionadas em três cotas (330 mm, 660 mm e 990 mm). Em cada cota foram realizadas medidas de tensão residual na região central do arame, em ambos os lados da amostra (Lado A e Lado B).

#### Difratômetro de raios X portátil

Os resultados obtidos pelo DRX portátil são apresentados na Figura 57, sendo Figura 57 (a) as tensões longitudinais e Figura 57 (b) as tensões transversais.

Figura 57 - Resultado de tensão residual DRX Portátil: (a) tensões longitudinais e (b) tensões transversais.

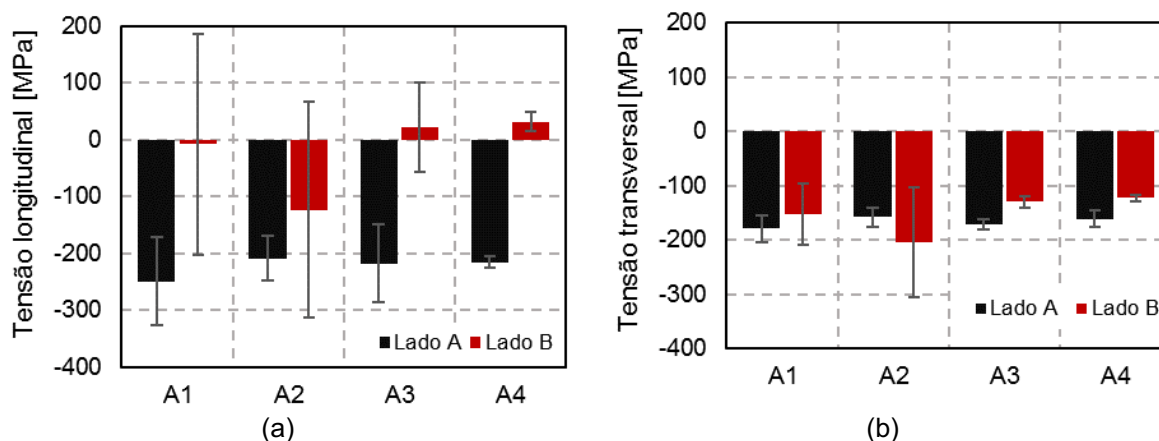




### Difratômetro de raios X de bancada

Na Figura 58 são apresentados os resultados referentes a média das tensões longitudinais, Figura 58 (a), e transversais, Figura 58 (b), medidas pelo DRX de bancada em cada arame e o desvio padrão das medidas.

Figura 58 - Resultado de tensão residual DRX de bancada: (a) tensões longitudinais e (b) tensões transversais.



Ao estabelecer um comparativo entre os métodos de DRX portátil e de bancada se verifica uma boa correlação entre os resultados. A maior diferença entre as medidas para o mesmo ponto de medição foi de 44 MPa na TR longitudinal do arame A1, diferença equivalente a 18% do valor de tensão medido pelo equipamento de bancada, porém, dentro do desvio padrão das medidas do DRX de bancada nesta amostra, que foi de 48 MPa. Em outros estudos, autores identificaram uma diferença de 10% entre medidas comparando equipamento portátil e de bancada e identificaram que a confiabilidade do equipamento portátil é diretamente dependente da configuração da posição angular do equipamento (NIKULIN et al., 2018).

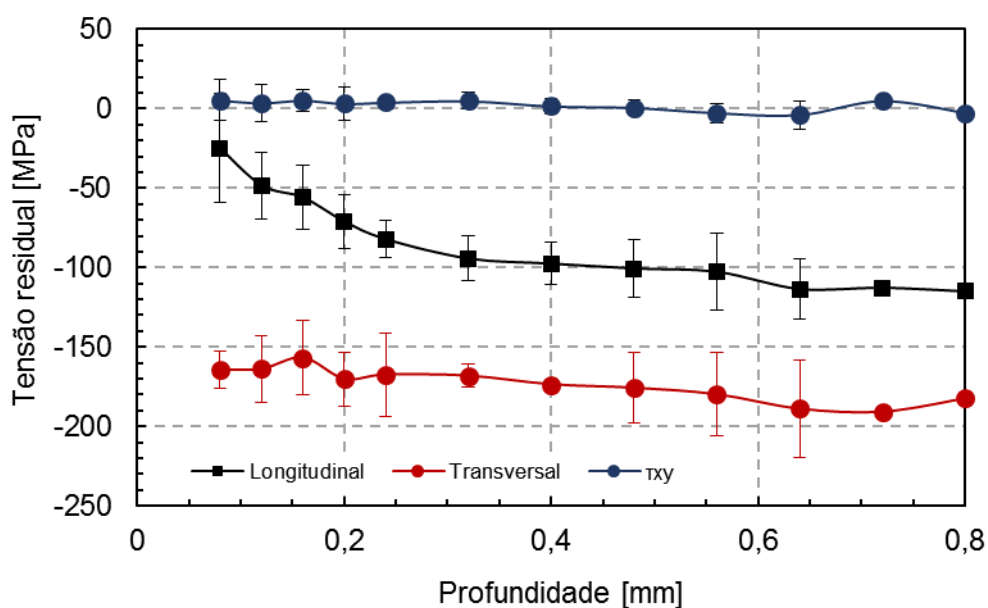
Foi identificado que existe uma tendência de que as tensões longitudinais sejam compressivas, na ordem de -250 MPa em uma das faces (Lado A), enquanto a outra face (Lado B) tende a apresentar uma magnitude de tensões menor, entre 30 e -100 MPa. Com relação as tensões transversais há maior uniformidade das tensões, são compressivas na ordem de -150 MPa, em ambos os lados do arame. Os maiores desvios padrão foram encontrados nas medidas de tensão residual transversal do lado B dos arames, 119 MPa no DRX de bancada e 87 MPa no DRX portátil. Os desvios padrão das tensões longitudinais são menores, 48 MPa para o DRX de bancada e 36 MPa no DRX portátil, ambos resultados de medidas no lado B das amostras.

Durante sua fabricação, os arames são laminados a quente, laminados a frio, bobinados e desbobinados (NEGREIROS, 2016). Estes processos influenciam significativamente nas propriedades magnéticas, microestrutura e textura do material (LIU, 2016). O estado de TR também fortemente influenciado pelos processos de fabricação do material (DENG et al., 2019). Por estes motivos, considerando estas amostras são arames retos, que passaram por um processo de desbobinamento e endireitamento, era esperado de grande heterogeneidade do estado de TR na superfície do material como recebido.

### Método do Furo Cego

No arame A4, foram realizadas quatro medidas de tensão residual através de método do furo cego. O resultado da média dos resultados é apresentado na Figura 59, todas medidas foram realizadas no lado A da amostra.

Figura 59 – Tensão residual pelo MFC do arame como recebido



Nas medições realizadas com o MFC, ao longo da profundidade, as tensões residuais se mostraram compressivas. As tensões longitudinais apresentaram resultados de tensão próxima de 0 MPa na superfície, aumentando sua magnitude até valores próximos de -100 MPa ao atingir a profundidade de 0,3 mm. As tensões transversais se mantiveram constantes, próximas de -175 MPa, da superfície até a profundidade máxima de medição de 0,8 mm. Não foi identificada presença de tensões cisalhantes. Os desvios padrões encontrados são relativamente baixo, na

média, 19 MPa e 18 MPa para as tensões residuais longitudinais e transversais, respectivamente.

Nesta etapa, não é possível efetuar o comparativo direto entre os resultados do DRX e o MFC, as medidas do DRX são feitas na profundidade de 0,005 mm, enquanto as medidas do MFC iniciam a 0,08 mm de profundidade.

Além disto, nestas amostras, há presença de camada descarbonetada, Figura 56. Conforme comentado anteriormente, a camada descarbonetada influencia diretamente nos resultados das tensões residuais (BELASSEL et al., 2021). A magnitude das TR é diretamente proporcional a tensão de escoamento do material (GENCALP et al., 2020). Na camada descarbonetada o teor de ferrita é maior e o teor de carbono menor em relação a microestrutura do núcleo. O fato de a ferrita apresentar menor dureza e tensão de escoamento faz com que magnitude das TR apresentem resultados diferente do núcleo do material (ZHAO et al., 2018).

## 6.1.2 Amostras temporárias

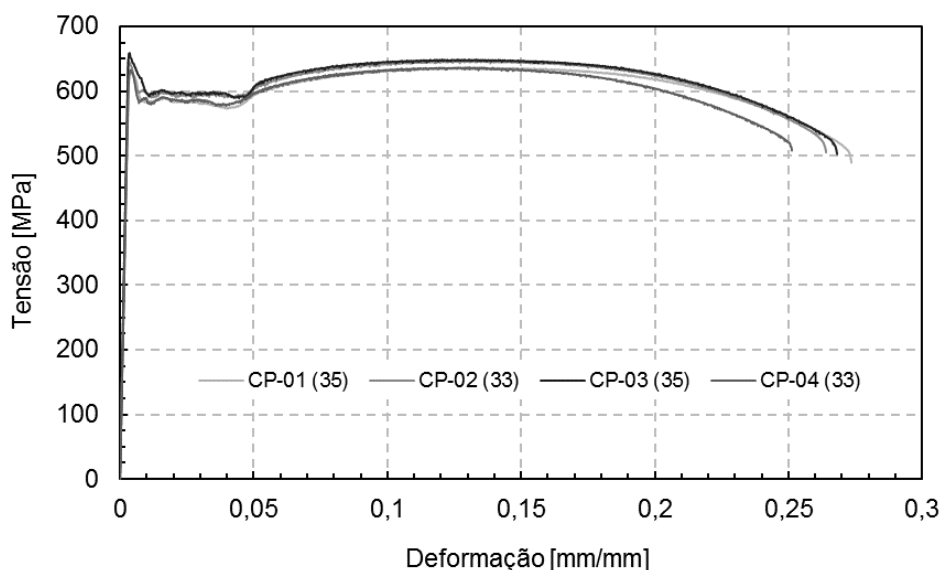
### 6.1.2.1 Tratamento térmico para alívio de tensões residuais

### 6.1.2.2 Caracterização mecânica e metalúrgica

#### Ensaio de tração

Na Figura 60 é apresentado o resultado do ensaio de tração das amostras temporárias, após o tratamento térmico.

Figura 60 – Curva tensão x deformação após o tratamento térmico.

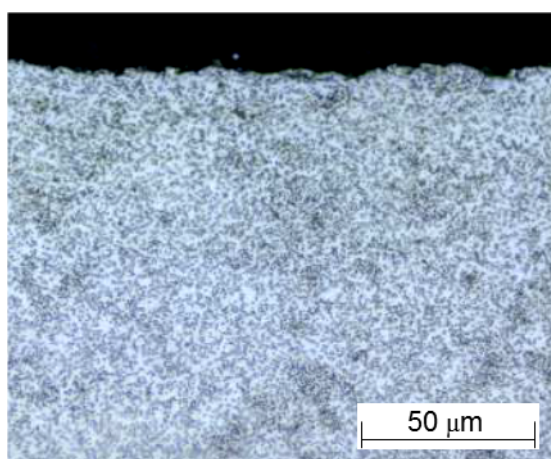


O módulo de elasticidade encontrado foi de 207 GPa, a tensão de escoamento 586 MPa, limite de resistência à tração de 644 MPa e o coeficiente de Poisson 0,261.

### Análise metalográfica

Na Figura 61 é apresentado o resultado da análise metalográfica após a remoção da camada descarbonetada. A imagem mostra uma microestrutura composta por grãos esferoidizados de cementita, sem a presença de camada descarbonetada na superfície.

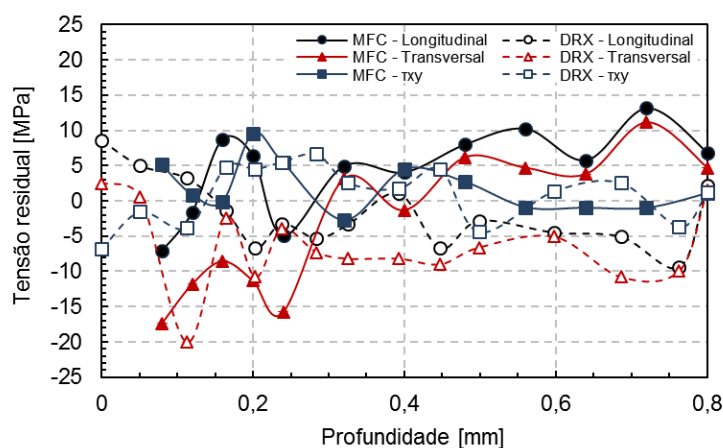
Figura 61 – Análise metalográfica amostra após temporária após o tratamento térmico



### Tensões residuais

Para avaliar as tensões residuais da amostra temporária após o tratamento térmico foram realizadas medições com o MFC convencional e com o DRX de bancada ao longo da profundidade através da remoção de camadas por ataque eletroquímico. Os resultados são apresentados na Figura 62.

Figura 62 – Tensão residual amostra temporária



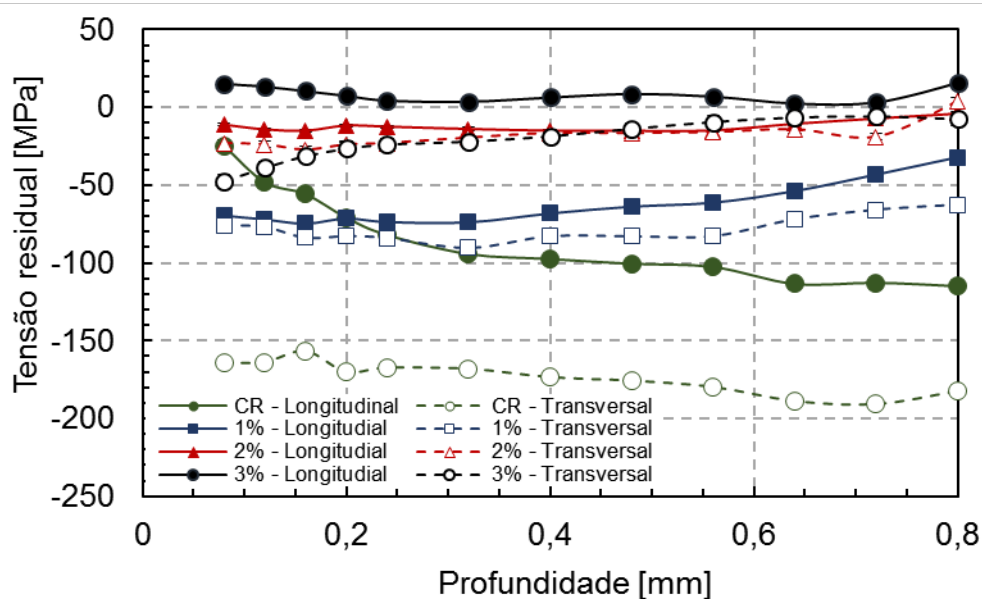
Os resultados obtidos por ambas as técnicas demonstram que tratamento térmico se mostrou efetivo e que a magnitude das tensões residuais ficou próxima de 0 MPa nas três direções.

### 6.1.3 Amostras permanentes

#### 6.1.3.1 Deformação plástica para alívio de TR

Nesta etapa foram utilizados os mesmos arames, A1, A2 e A3, caracterizados anteriormente e seccionados em amostras de 330 mm, totalizando nove amostras. Cada grupo de três amostras foi submetida a ensaios de tração equivalentes a 1%, 2% e 3% de deformação. Na Figura 63 são apresentados a média dos resultados de tensão residual na longitudinal e na transversal obtidos pelo MFC para os três níveis de pré-deformação ensaiados e da amostra como recebida (CR).

Figura 63– Tensão residual pelo MFC.



Ao avaliar o efeito da pré-deformação em tração no alívio das TR se verifica que com 1% de pré deformação em tração a magnitude das TR longitudinais na superfície do material aumenta em relação a condição CR, porém para profundidades acima de 0,2 mm se verifica uma redução significativa, a 0,8 mm há redução próxima de 100 MPa. Com um aumento da pré-deformação a magnitude das TR reduz na superfície e na profundidade, tornando-se praticamente homogênea.

Zhu et al. (2021) avaliou o efeito da pré deformação em tração em ligas de níquel e identificou que, neste material, a redução das tensões residuais é mais efetiva com 3% de pré deformação, reduzindo até 90% do estado de tensão residual inicial das

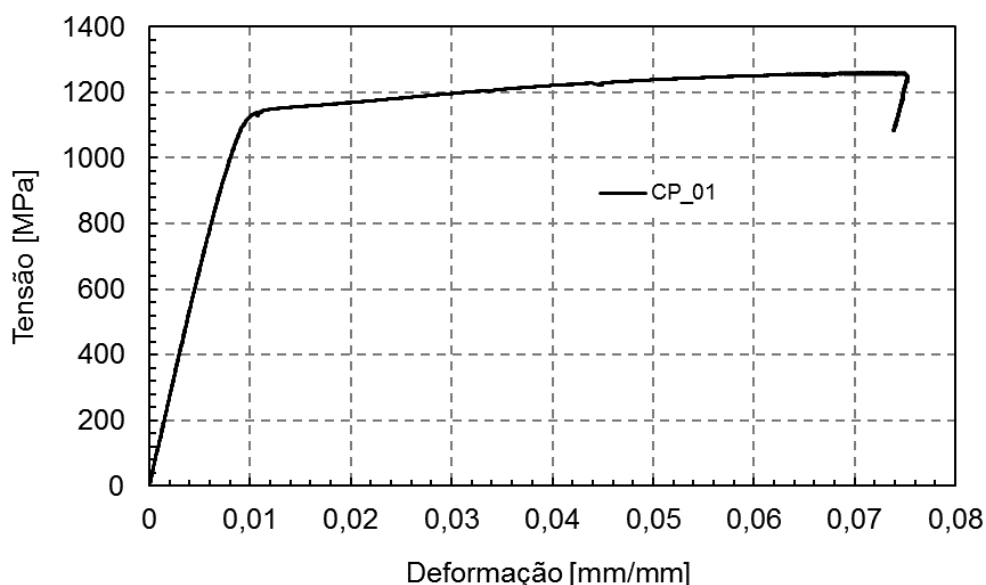
amostras. Analisando a densidade de discordâncias nos planos cristalinos do material, o autor identificou que este nível de pré deformação é capaz de fornecer força motriz e energia de ativação suficiente para o movimento das discordâncias no material, fazendo com que as discordâncias dos contornos de grão se movimentem e abatem se anulando. Em contraponto, as discordâncias dentro do grão tendem a aumentar. O autor conclui que a pré-deformação em tração faz com que a distribuição das discordâncias no material seja mais uniforme, o que diminui a magnitude do estado de tensões residual.

Neste trabalho, a pré-deformação de 3% a TR longitudinal apresentou comportamento trativo e tensões transversais de maior magnitude quando comparados com a condição de pré deformação em 2%. Por este motivo, foi selecionado como a condição mais efetiva para redução do estado de tensão residual das amostras permanentes 2% de pré deformação em tração.

#### Propriedades do material

Após a pré-deformação de 2% realizou-se ensaio de tração para levantamento das propriedades do material, Figura 64.

Figura 64 – Curva tensão x deformação após a pré-deformação 2%.



As propriedades obtidas foram:

- Tensão de escoamento: 1139 MPa;
- Resistência a tração: 1261 MPa;
- Módulo de elasticidade: 208 GPa;

Os resultados demonstram que, comparado com a condição como recebido, há um pequeno aumento na tensão de escoamento e redução no alongamento do material, comportamento típico de aços com alta resistência mecânica pré-deformados (MA et al., 2022).

### 6.1.3.2 Flexão no regime plástico para geração de TR

Este estudo foi conduzido nos arames com 2% de pré-deformação. Na primeira etapa foi avaliado ao nível de deformação em flexão para obter-se um padrão de tensões residuais. Os níveis de deformação em flexão aplicados foram 1%, 1.2% e 1.4%.

Para cada nível de deformação em flexão foram feitas medições com DRX de bancada e o MFC convencional. Na Figura 65 é apresentado o resultado das tensões longitudinais obtidas pelo DRX e pelo MFC, ao tempo que na Figura 66 é apresentado o resultado das tensões transversais.

Figura 65 – Tensões longitudinais amostra submetida a diferentes níveis de flexão.

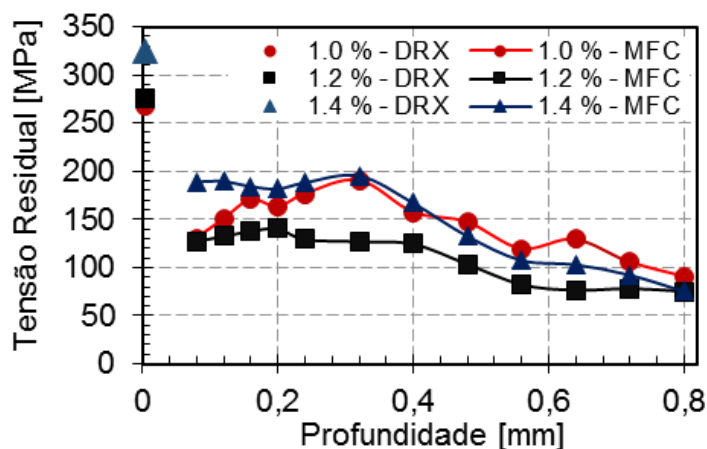
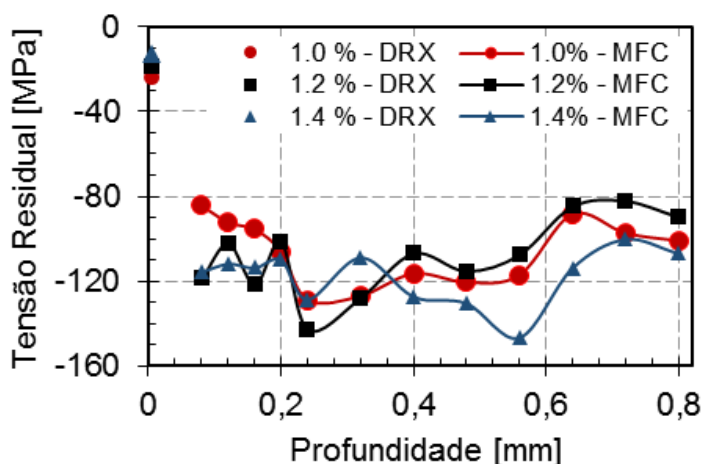


Figura 66 – Tensões transversais amostra submetida a diferentes níveis de flexão.



Observa-se que para os resultados do DRX de bancada há um pequeno acréscimo da magnitude das tensões residuais longitudinais em função do aumento do nível de deformação plástica em flexão.

Entretanto, ao avaliar os resultados do MFC o que se verifica é que esta mesma relação não existe. As tensões residuais próximo a superfície são de maior magnitude na amostra submetida a 1.4% de deformação, porém para amostra submetida a 1.2% de deformação as tensões ao longo da profundidade são menores do que a amostra submetida a 1% de deformação.

Além disto, durante a realização dos ensaios foi identificado que ao aplicar níveis de deformação plástica em flexão acima de 1% há o escorregamento da amostra no dispositivo de flexão, o que dificulta o procedimento operacional.

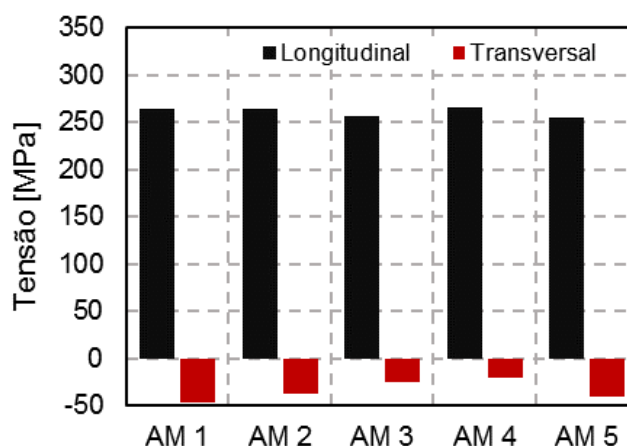
Tendo em vista os resultados da Figura 65 e da Figura 66 e também as dificuldades experimentais da aplicação de níveis de deformação acima de 1%, optou-se por confeccionar as amostras com padrão de TR aplicando níveis de deformação de 1% em flexão.

#### Avaliação da dispersão dos resultados

Para avaliar dispersão das tensões residuais foram construídas cinco amostras com pré-deformação de 2% e flexão de 1%.

No DRX o ponto de medição foi no centro de cada amostra. Os resultados são apresentados na Figura 67. O MFC foi efetuado nos mesmos pontos onde foi medido o DRX. O resultado referente a média das cinco amostras e o respectivo desvio padrão é apresentado na Figura 68.

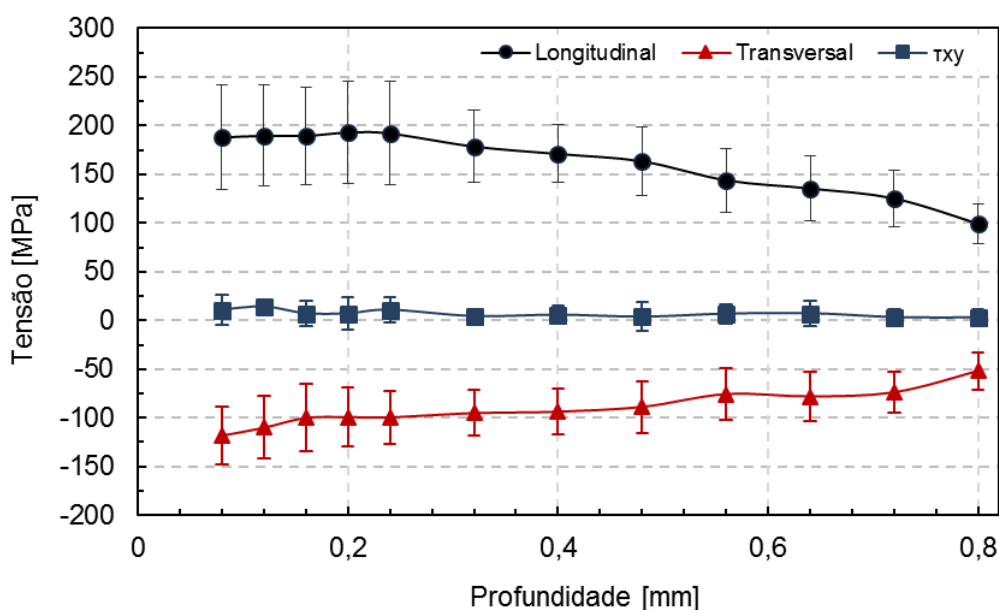
Figura 67 – Tensão residual medida pelo DRX de bancada em amostras com padrão de tensão residual.





A média das tensões residuais longitudinais e transversais por DRX foram de 261 MPa e -34 MPa e o desvio padrão foi de 5 MPa e 10 MPa, respectivamente. Utilizando um procedimento similar para obtenção de amostras com padrão de tensão residual, porém com um material com menor resistência mecânica, Prime et al. (1998) obteve amostras com 150 MPa tratativas na superfície.

Figura 68 – Tensão residual medida pelo MFC em amostras com padrão de tensão residual



O MFC apontou para tensões longitudinais na superfície na ordem de 190 MPa, sendo que o maior desvio padrão foi encontrado nos resultados próximos a superfície, de 0,08 mm até 0,24 mm, 52 MPa. Este resultado vai ao encontro com o obtido por OLSON, DEWALD e HILL (2020) que identificou que no MFC há tendência de maior desvio padrão próximo a superfície do material, até 0,3 mm de profundidade.

Os resultados demonstram que há presença de tensões residuais transversais a direção de dobramento das amostras, com valores próximos de -100 MPa e desvio padrão de 30 MPa. Embora o carregamento para plastificação destas amostras tenha ocorrido em flexão, no sentido longitudinal, o efeito Poisson faz com que ocorra plastificação também no sentido do transversal dos arames e, por este motivo, justifica-se a presença de tensões residuais na transversal das amostras com sentido oposto as tensões residuais da longitudinal.

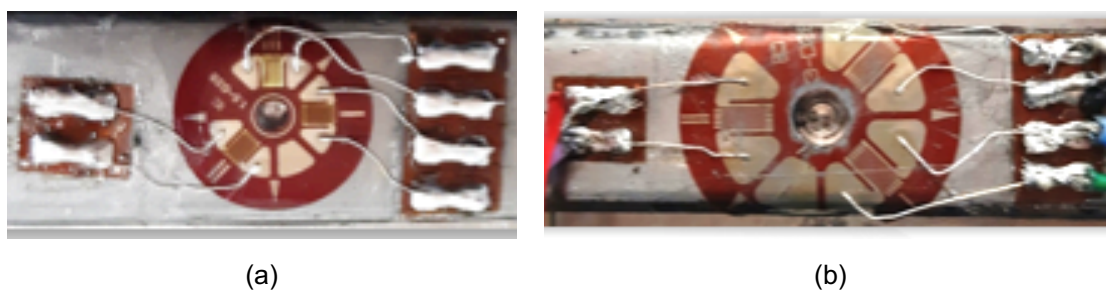
## 6.2 Avaliação dos limites de profundidade de medição do MFC conforme ASTM E-837 em AT de DF

### 6.2.1 Extrapolação do diâmetro do furo

O uso da ferramenta deslocada do centro para realizar a furação de forma orbital se mostrou eficiente. O diâmetro do furo obtido para roseta com diâmetro de 10,26 mm foi de 3,99 mm, dentro do especificado pela norma. O diâmetro do furo com a roseta de 5,13 mm é de 1,84 mm.

Na Figura 69 são apresentadas as amostras de arame de armadura de tração após a realização do MFC utilizando rosetas do tipo A com diâmetro de (a) 5,13 mm e (b) 10,26 mm.

Figura 69 – (a) Furo na roseta com diâmetro de 5,13 mm e (b) furo roseta com diâmetro de 10,26 mm.



Em outros estudos já foi demonstrado que o tipo de ferramenta e o processo de furação influencia significativa na determinação da TR pelo MFC (NAU e SCHOLTES, 2013; RICKERT, 2017). Rickert (2017) avaliou que quando a relação entre o diâmetro do furo e da ferramenta está entre 1,5 a 3, há uma melhora na geometria final do furo, eliminando defeitos de borda, entretanto, o furo com diâmetro maior pode induzir a resultados de TR compressivas.

### 6.2.2 Extrapolação de profundidade de medição do MFC.

Os primeiros resultados apresentados serão referentes a extrapolação da profundidade de medição utilizando a roseta de diâmetro de 5,13 mm até 2,0 mm. Os ensaios foram conduzidos na amostra temporária com carregamento de flexão em quatro pontos de 400 MPa. O perfil das deformações é de relativa importância neste resultado e por este motivo será apresentado na Figura 70. Na Figura 71 é apresentado o perfil das tensões efetivas calculadas.

Figura 70 – Perfil de deformações com roseta de 5,13 mm até 2,0 mm de profundidade.

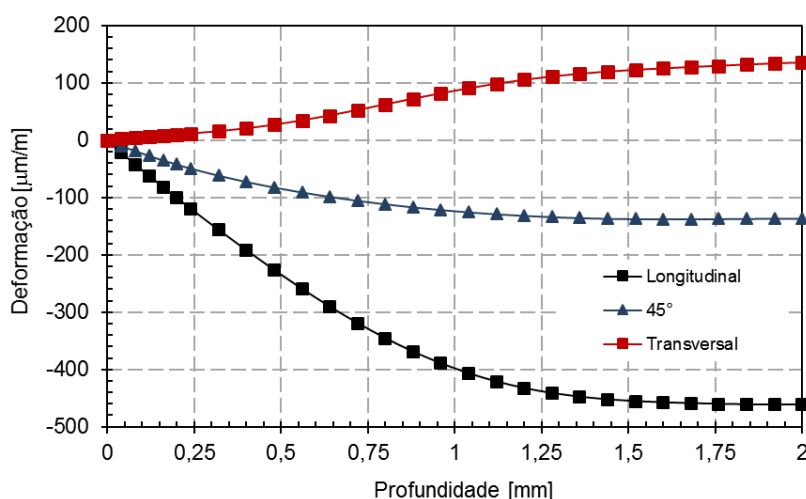
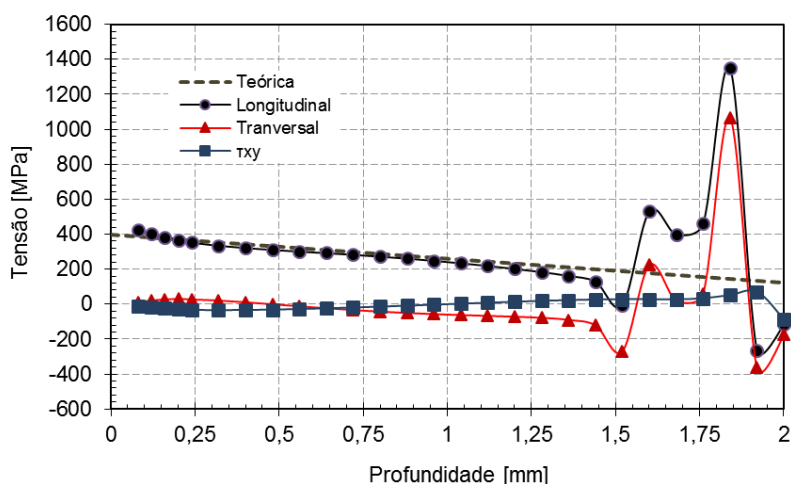


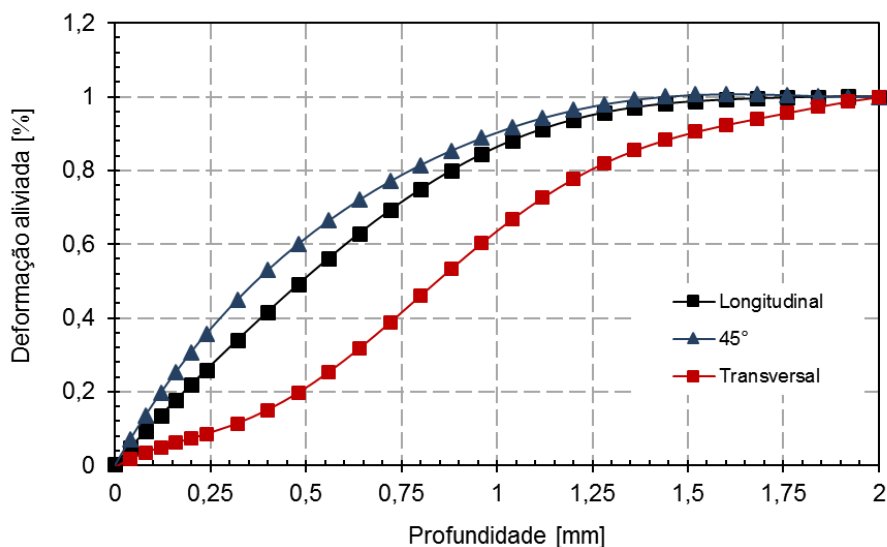
Figura 71 – Perfil de tensões com roseta de 5,13 mm até 2,0 mm de profundidade.



O que se verifica é que há uma boa coerência dos resultados até a profundidade de 1,44 mm. Após esta profundidade, há grande divergência entre o estado de tensão teórico e o obtido de forma experimental. Estas divergências podem ser explicadas pelo percentual de deformação aliviada durante a realização do furo, exemplificado na

Figura 72. Neste gráfico, as deformações foram normalizadas considerando 100% a deformação em 2,0 mm.

Figura 72 – Percentual de deformação aliviado com roseta de 5,13 ao longo da profundidade.



Verifica-se que para profundidades acima de 1.5 mm as deformações a 45° e na longitudinal já foram completamente aliviadas. Uma vez que cálculo das tensões é feito em função da diferença de deformações entre os incrementos do furo, torna-se impraticável obter resultados acima desta profundidade.

A extrapolação dos resultados também foi executada com a roseta de diâmetro 10,26 mm. Este ensaio foi conduzido em uma amostra temporária com carregamento de 400 MPa. A profundidade foi estendida até 3.0 mm. Neste ensaio foi utilizado a configuração de roseta tipo I, vide item 5.3.3.1.

Figura 73 – Perfil de deformações com roseta de 10,26 mm até 3.0 mm de profundidade.

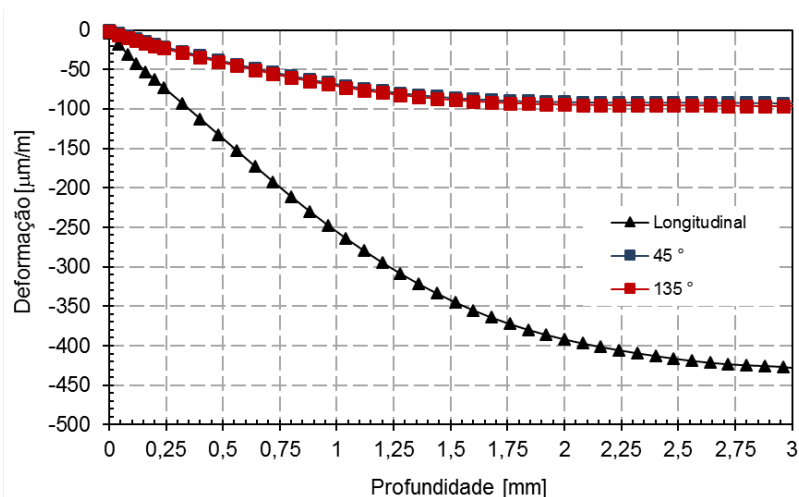
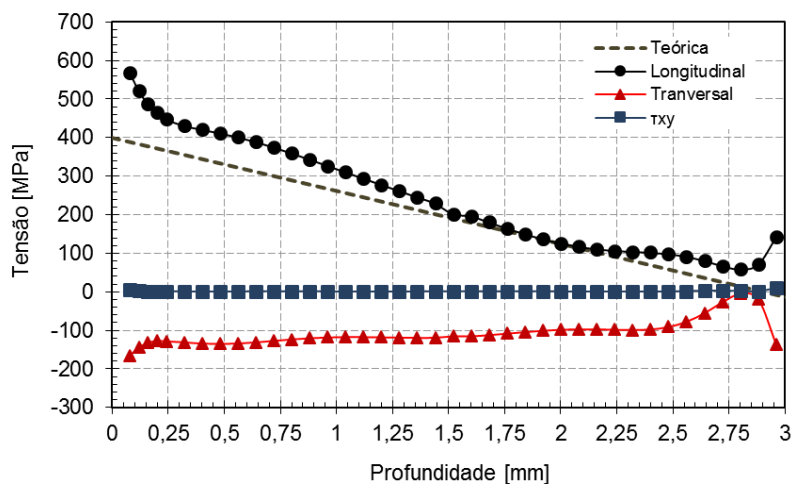


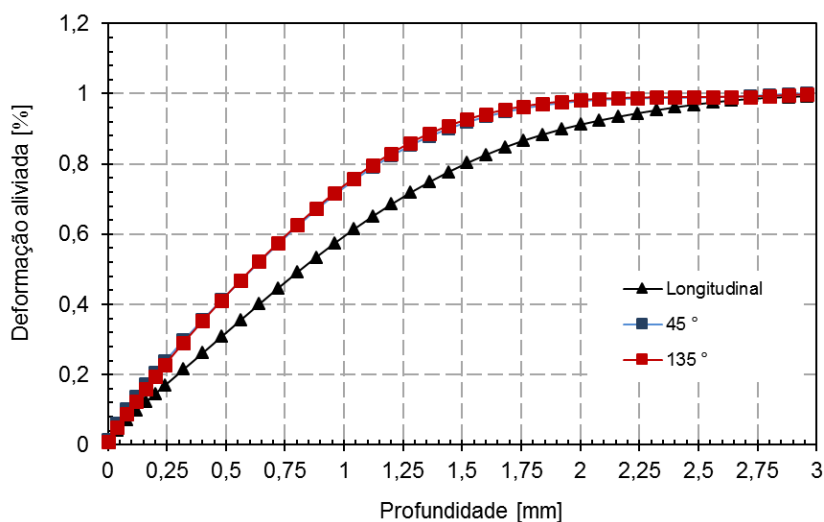
Figura 74 – Perfil de tensões com roseta de 10,26 mm até 3.0 mm de profundidade.



Nesta etapa de trabalho os resultados apresentados não estão corrigidos pelos coeficientes de calibração específicos. Se verifica que há diferença nas tensões longitudinais calculadas em relação ao resultado teórico esperado e, além disto, a grande divergência no resultado das tensões transversais, -100 MPa quando o esperado era de 0 MPa. Este resultado ocorre devido a configuração de roseta aplicada nesta etapa, Configuração I. Além dos coeficientes de calibração não estarem corrigidos, nesta configuração de instalação da roseta não há medida direta das deformações na transversal da borda do furo, o que leva a uma superestimação dos valores de tensão na transversal.

A avaliação do percentual de deformação aliviado é mostrado na Figura 75. As deformações foram normalizadas como 100% em 3,0 mm

Figura 75 – Percentual de deformação aliviada com roseta de 10,26 ao longo da profundidade.



Neste caso, as deformações a 45° e 135° são aliviadas acima de 80% ao atingir a profundidade próxima de 1.0 mm, mas continuam a serem aliviadas até a profundidade de 2,4 mm. As deformações longitudinais são aliviadas até a profundidades próxima de 3.0 mm.

Diversos autores assumem que a partir de uma relação entre profundidade e diâmetro do furo igual a 0,8 não há mais mudanças significativas no campo das deformações e, por este motivo, limitam a profundidade de medição a valores equivalentes a 60% do diâmetro do furo (VISHAY, 2010; ASTM, 2002). Entretanto, alguns autores sugerem que através da suavização dos valores de deformação é possível extrapolar estes limites para até 80% do diâmetro do furo (STRESSCRAFT, 2022; PFENNING, 2016). Avaliando os resultados deste trabalho, foi verificado que para o furo com 1,84 mm de diâmetro foi possível extrapolar a profundidade de medição até a relação de 0,8 entre a profundidade e o diâmetro do furo, o que equivale a 1,44 mm de profundidade ou 78% do diâmetro do furo. Para o furo com 4,03 mm, em decorrência da geometria do material, através da suavização dos valores de deformação, as medições foram possíveis até a relação de 0,6 entre a profundidade de medição e o diâmetro do furo, equivalente a 2,4 mm ou 60% do diâmetro do furo.

### **6.3 Estudo para avaliação de efeitos geométricos e de carregamento nos coeficientes de calibração do MFC**

#### **6.3.1 Análise de elementos finitos (FEA)**

Neste tópico são apresentados os resultados referente ao teste de convergência de malha e do estudo de parametrizado.

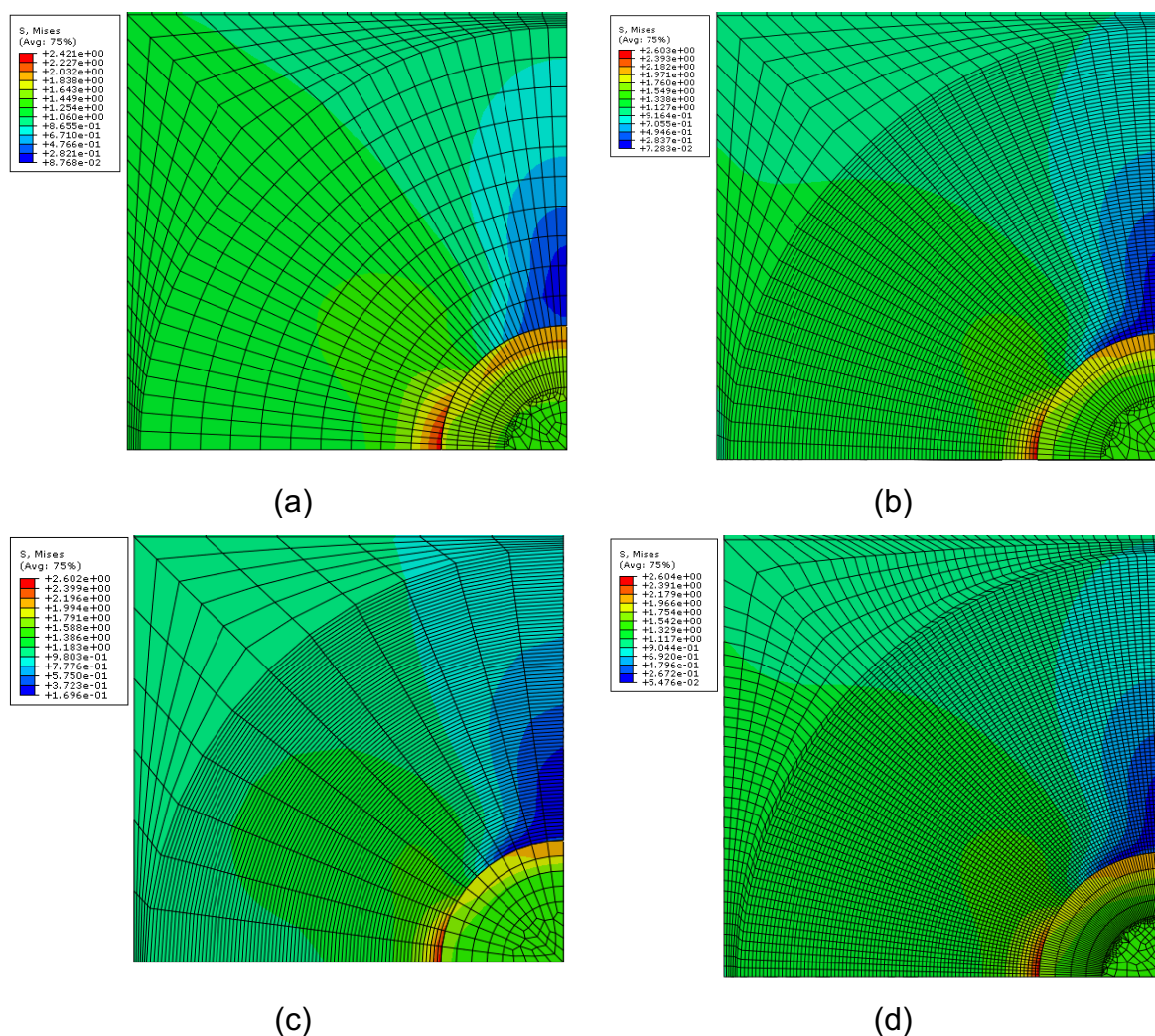
##### **6.3.1.1 Teste de convergência da malha**

Na Figura 76 é apresentado as imagens do modelo para o teste de convergência de malha. Nesta avaliação, variou-se o número de elementos na radial e circunferencial do modelo de arame da armadura de tração. A condição de carregamento aplicada foi a tração. O critério de aceitação da malha do modelo numérico foi de que a variação do valor calculado de deformação no modelo para a profundidade de 2 mm em função da variação do número de elementos fosse menor que 2% em relação ao valor com maior número de elementos testado.

Na Figura 76 é apresentado a malha do modelo numérico, na Figura 76 (a) são 18 elementos na circunferencial e 10 elementos na radial, ao tempo que na Figura 76

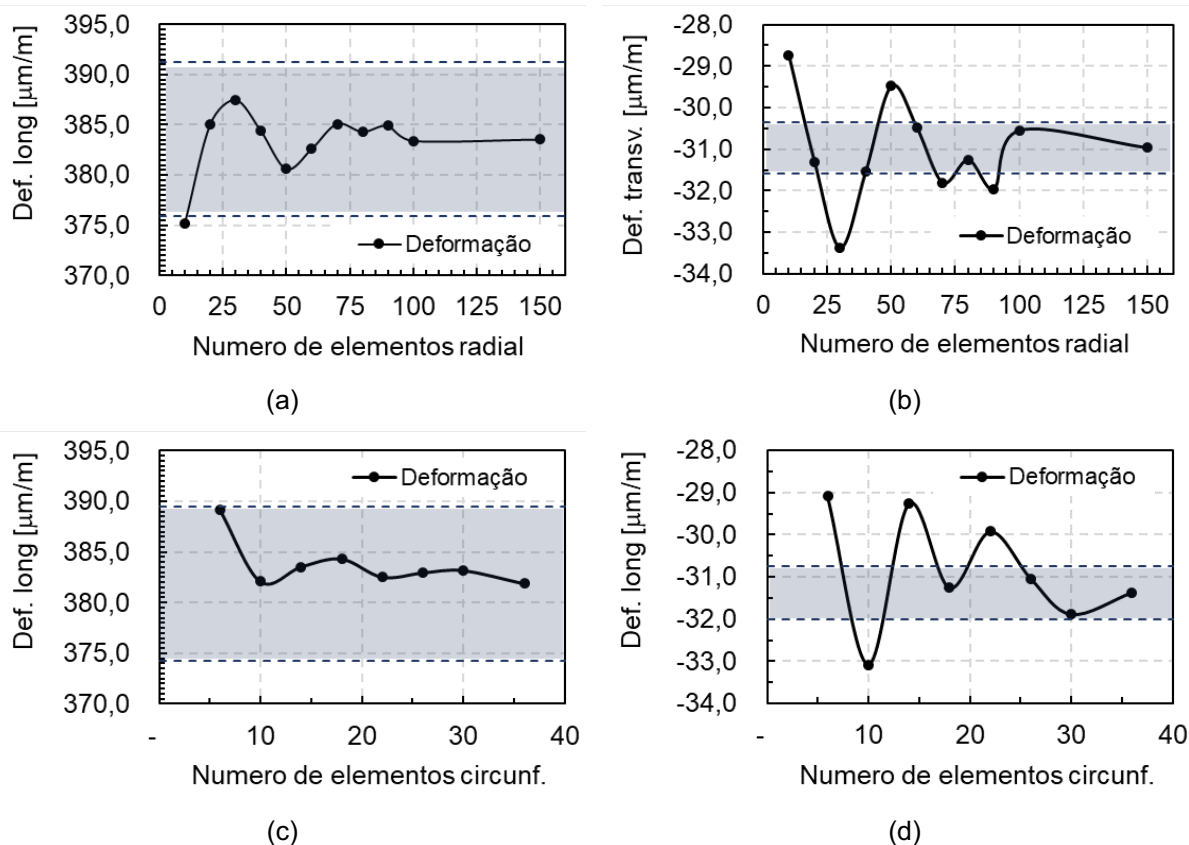
(b) são 80 elementos na radial e 10 elementos na radial. Na Figura 76 (c) são 6 elementos na circunferencial e 80 elementos na radial, enquanto na Figura 76 (d) são 36 elementos na circunferencial e 80 elementos na radial.

Figura 76 – Modelos para teste de convergência de malha: (a) 18 elementos na circunferencial e 10 elementos na radial, (b) 80 elementos na radial e 10 elementos na radial, (c) 6 elementos na circunferencial e 80 elementos na radial e (d) 36 elementos na circunferencial e 80 elementos na radial.



Na Figura 77 (a) é apresentado o resultado das deformações longitudinais calculadas em função da variação dos elementos na radial da borda do furo, Figura 77 (b) o resultado das deformações transversais calculadas em função da variação dos elementos na radial da borda do furo, na Figura 77 (c) o cálculo das deformações longitudinais em função da variação dos elementos na circunferencial e na Figura 77 (d) o cálculo das deformações transversais em função da variação dos elementos na circunferencial.

Figura 77 – Resultado teste de convergência de malha: (a) deformação longitudinal em função variação dos elementos na radial, (b) deformação transversal em função variação dos elementos na radial, (c) deformação longitudinal em função variação dos elementos na circunferencial e (d) deformação transversal em função variação dos elementos na circunferencial.



A Figura 77 (a) e a Figura 77 (b) demonstram que a diferença do valor de deformação calculado no modelo com 150 elementos e 80 elementos na radial é menor do que 2%, dentro critério de aceitação proposto. Na Figura 77 (c) e na Figura 77 (d), se verifica que a condição com 18 elementos na circunferencial também atende ao critério.

Estes resultados levaram a escolha de um modelo com 18 elementos circunferenciais e 80 elementos na radial Figura 76 (b), desta forma os elementos estão distribuídos a cada  $2.5^\circ$  na circunferência com comprimento de 0.06 mm na radial.



### 6.3.1.2 Estudo parametrizado

#### 6.3.1.2.1 Variação da espessura

##### Tração

A Figura 78, apresenta a visualização gráfica dos resultados obtidos: Figura 78 (a) modelo com 16 mm e Figura 78 (b) 6 mm de espessura, ambos submetidos a tração. O modelo possui comprimento, 50 mm, e distância do centro do furo até borda, 50 mm, constantes, enquanto a espessura varia de 16 mm até 6 mm.

Na Figura 79 são apresentados os resultados da variação das deformações longitudinais, Figura 79 (a), e transversais, Figura 79 (b), em função da variação da espessura do material submetido a um carregamento de tração.

Figura 78 – Visualização gráfica dos modelos com espessuras de (a) 16 mm e (b) 6 mm submetidos a tração.

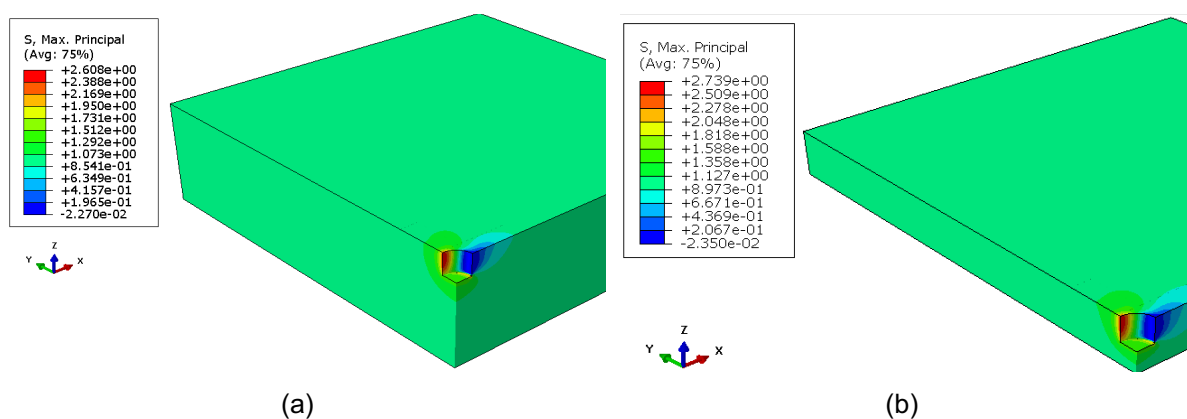
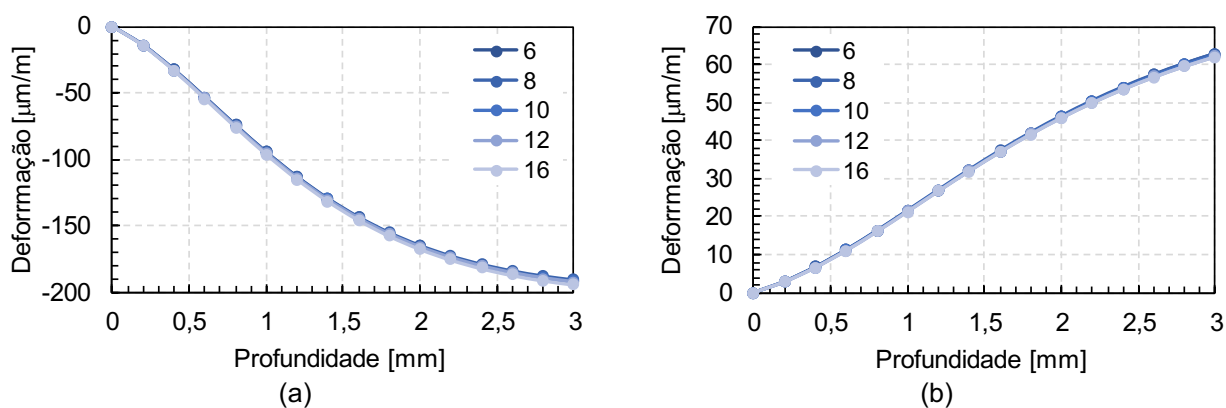
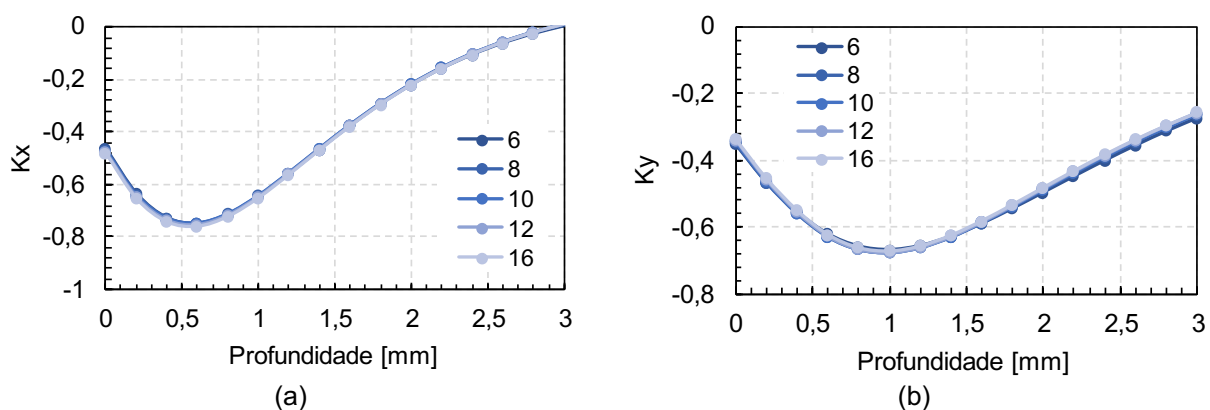


Figura 79 – Valores de deformação (a) longitudinal e (b) transversal em função de variação da espessura do componente submetido a tração.



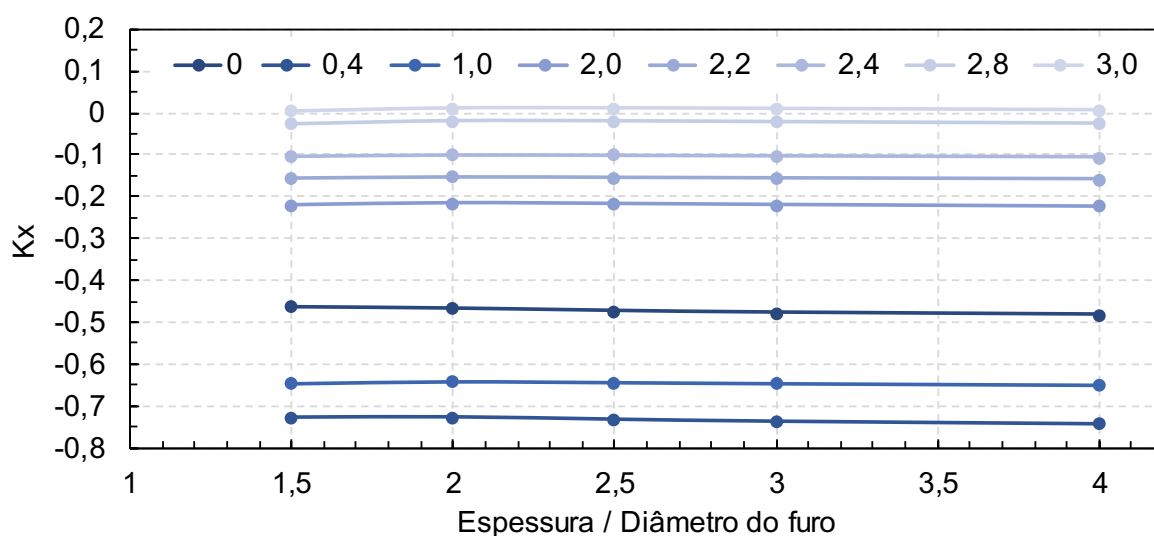
Nas Figura 80 (a) e (b) são apresentados os valores calculados dos coeficientes de calibração,  $K_x$  e  $K_y$ , a partir das deformações obtidas pelo modelo numérico.

Figura 80 – Coeficientes de calibração (a)  $K_x$  e (b)  $K_y$  em função de variação da espessura do componente submetido a tração.



Estes resultados permitem observar que para o caso de tração não há variação significativa das deformações em função da redução de espessura do componente, como consequência, a variação dos coeficientes de calibração também não foi representativa. Estes resultados vão ao encontro com a conclusão de Beghini et al. (2019) que identificou que para tensões uniformes o resultado de MFC só é influenciado pela espessura do componente de forma significativa quando a relação entre o diâmetro do furo e a espessura for igual ou menor do que 1. Para comparar o resultado deste trabalho com o do autor, na Figura 81 é apresentado o valor do coeficiente de calibração  $K_x$  calculado em diferentes profundidades em função da relação entre a espessura e o diâmetro do furo, 4 mm.

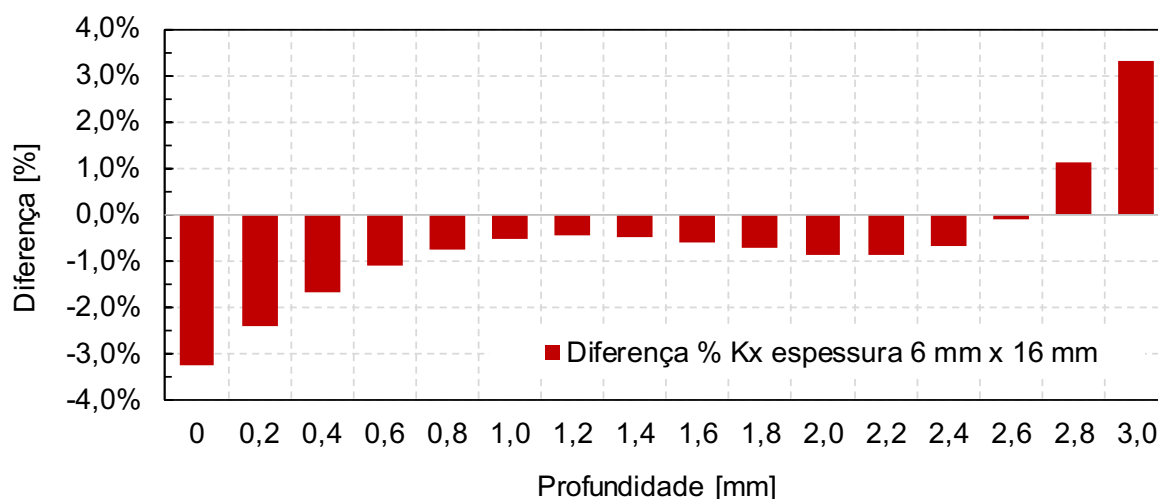
Figura 81 – Coeficiente de calibração  $K_x$  em função da relação entre a espessura e o diâmetro do furo para diferentes profundidades.



Os resultados demonstram que a relação entre os coeficientes para diferentes espessura de 6 mm até 16 mm, equivalente a 1,5 e 4 no gráfico da Figura 81, é

praticamente linear. Para uma melhor avaliação, na Figura 82 é apresentado a diferença percentual entre o valor de  $K_x$  para a espessura mínima (6 mm) e a espessura máxima (16 mm).

Figura 82 – Diferença percentual do valor de  $K_x$  da relação entre espessura de 6 mm e 16 mm.



Observa-se que há pouca influência da espessura nos coeficientes de calibração  $K_x$  para o componente em tração e que este efeito ocorre próximo a superfície, tendendo a ser negligenciável para profundidade acima de 0,8 mm.

### Flexão

Na Figura 83 é apresentada a representação gráfica do resultado do modelo de elementos finitos do componente submetido a flexão, variando a espessura de (a) 16 mm até (b) 6 mm. O modelo possui comprimento, 50 mm, e distância do centro do furo até a borda, 50 mm, constantes, enquanto a espessura varia de 16 mm até 6 mm.

Na Figura 84 são apresentados os resultados da variação das deformações longitudinais, Figura 84 (a), e transversais, Figura 84 (b) em função da variação da espessura do material submetidos a um carregamento de flexão.

Diferente da condição de carregamento em tração, há variação significativa nas deformações longitudinais e transversais em função da redução de espessura do componente, pronunciadas a partir de 1 mm de profundidade.

Na Figura 85 são apresentados os valores de  $K_x$  (a) e de  $K_y$  (b) calculados em função da variação da espessura do componente. Devido a maior dispersão dos resultados de  $K_x$  e  $K_y$  os resultados são apresentados até 2,5 mm.

Figura 83 - Visualização gráfica de modelo com espessura de (a) 16 mm e (b) 6 mm submetido a flexão.

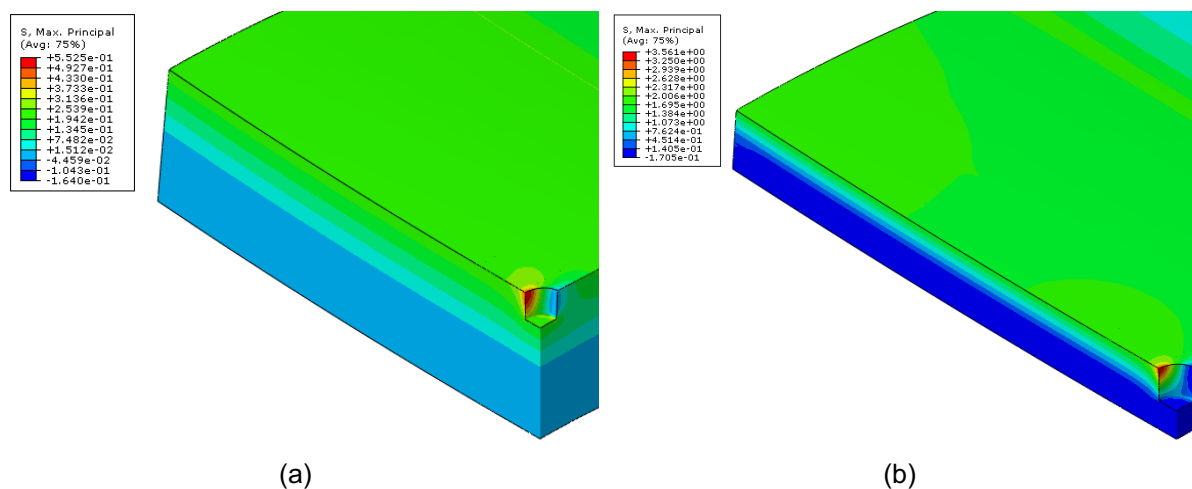


Figura 84 –Valores de deformação (a) longitudinal e (b) transversal em função de variação da espessura do componente submetido a flexão.

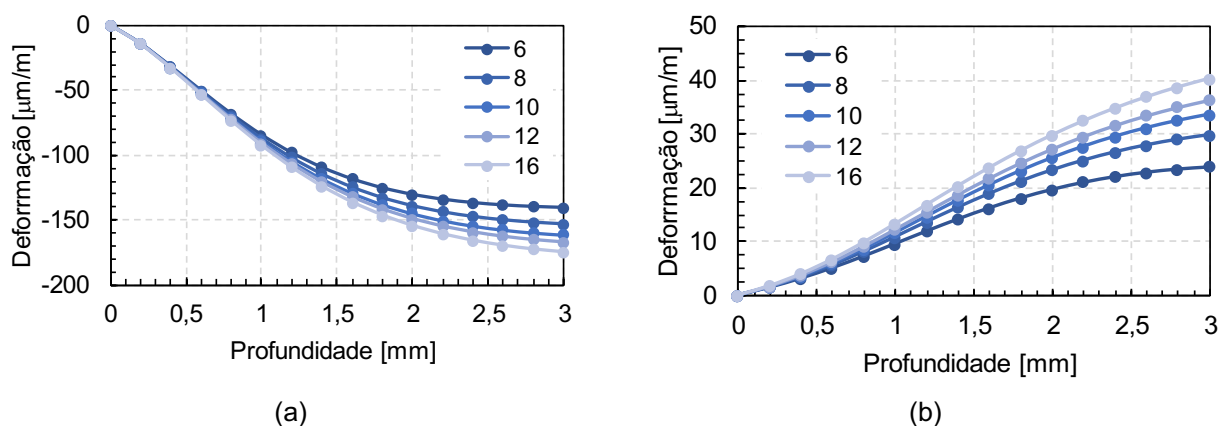
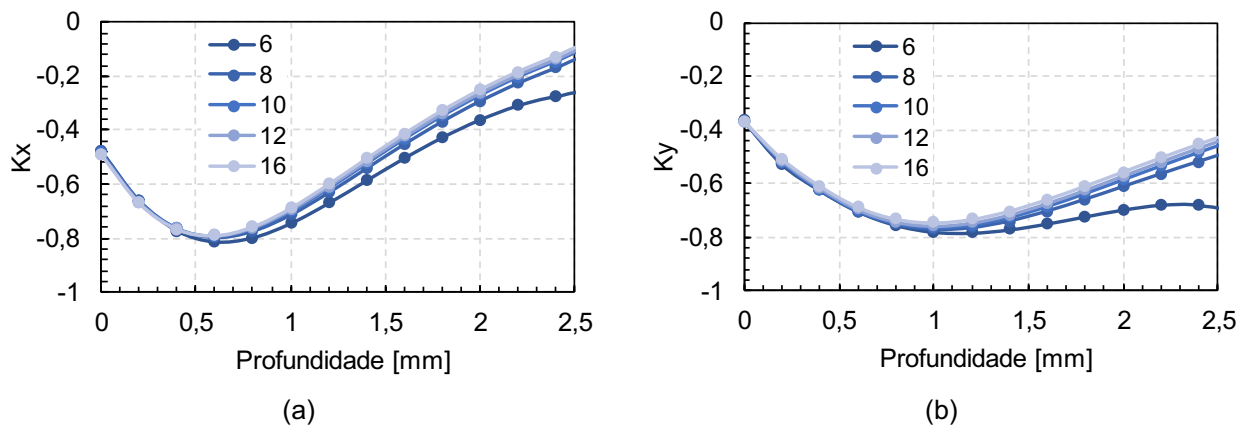


Figura 85 - Coeficientes de calibração (a) Kx e (b) Ky em função de variação da espessura do componente submetido a flexão.

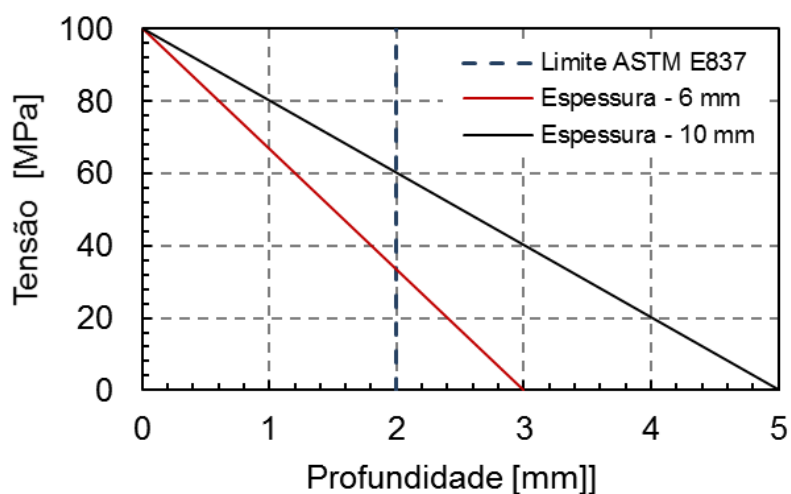


Os resultados da Figura 85 demonstram que os coeficientes Kx e Ky variam de uma forma não uniforme a partir da profundidade próxima de 1 mm, para componentes

com espessura abaixo de 10 mm. Estes resultados justificam o prescrito pela norma ASTM E-837 com relação a limitação da espessura mínima requerida, 10,26 mm, para um furo com diâmetro de 4 mm.

Estas alterações nos coeficientes de calibração, para o caso de flexão, em função da espessura, ocorrem devido à linha neutra do componente estar muito próximo a sua superfície. Em maiores profundidades, as deformações que são aliviadas durante a usinagem do furo são menores em amostras de pequena espessura do que em componentes espessos, porque a tensão nesta profundidade é significativamente menor. Na Figura 86 isto é exemplificado quando comparamos a tensão teórica ao longo da profundidade de amostras com 10 mm de espessura, limite recomendado pela norma, e 6 mm de espessura, espessura dos arames de armadura de tração.

Figura 86 – Comparativo tensão teórica ao longo da profundidade de componentes com 10 mm e 6 mm de espessura.



### 6.3.1.2.2 Variação da distância do centro do furo até a borda

#### Tração

A Figura 87 apresenta a visualização gráfica dos resultados obtidos no modelo com 50 mm, Figura 87 (a), e 7 mm de distância do centro do furo até a borda, Figura 87 (b), ambos submetidos a tração.

Na Figura 88 são apresentados os resultados obtidos pela variação das deformações longitudinais, Figura 88 (a), e transversais, Figura 88 (b) em função da variação da distância do centro do furo até a borda do material submetido a tração. O

modelo possui espessura, 6 mm, e comprimento, 50 mm, constantes, enquanto a distância do centro do furo até a borda varia de 50 mm até 7 mm.

Figura 87 – Representação gráfica modelo de análise de elementos finitos com variação da distância do centro do furo até a borda de (a) 50 mm até (b) 7 mm em componentes submetidos a tração.

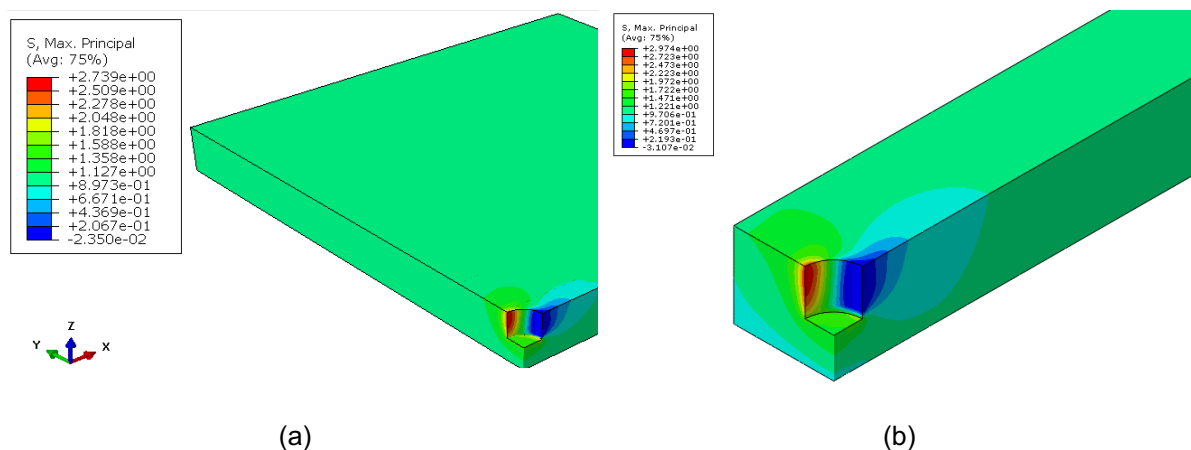
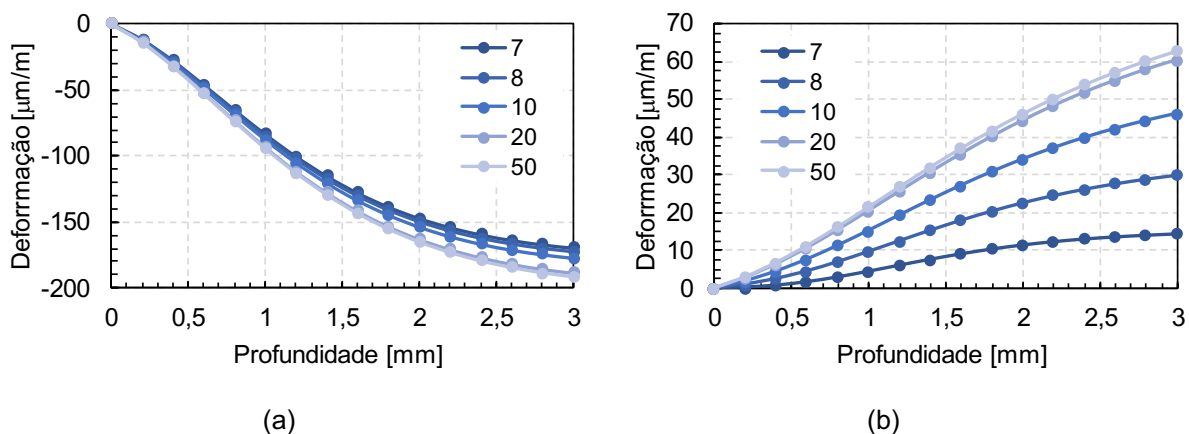


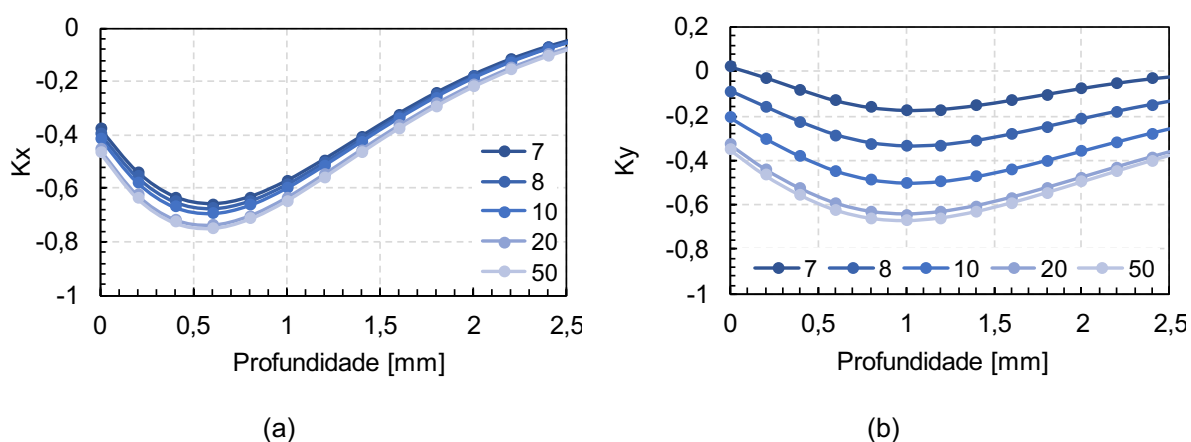
Figura 88 – Valores de deformação (a) longitudinal e (b) transversal em função de variação da distância do centro do furo até a borda do componente submetido a tração.



Os resultados obtidos demonstram que ao reduzir a distância do centro do furo até a borda do componente, o alívio das deformações transversais é significativamente menor do que em componentes cujo a distância do centro do furo até a borda está acima de 20 mm, próximo ao limite estabelecido em norma.

Na Figura 89 (a) e (b) são apresentados os resultados dos coeficientes específicos  $K_x$  e  $K_y$ , respectivamente.

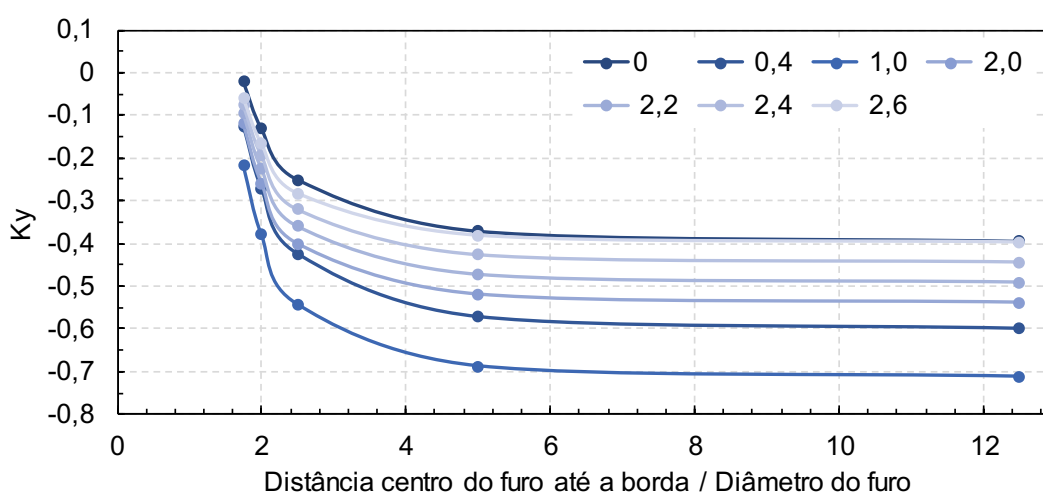
Figura 89 – Coeficientes de calibração (a)  $K_x$  e (b)  $K_y$  em função de variação da distância do centro do furo até a borda do componente submetido a tração.



Identifica-se que há a variação significativa do coeficiente  $K_y$  em função da redução da distância do centro do furo até a borda do componente.

Por norma, a distância do centro do furo em relação a borda do componente é de 4 vezes o diâmetro do furo (ASTM, 2002). Considerando esta distância, para o diâmetro de 4 mm a distância mínima seria de 16 mm. Assim como no caso anterior, podemos construir uma relação entre o valor de  $K_y$  em função da relação entre a distância do centro do furo até a borda do componente e o diâmetro do furo, este comparativo é mostrado na Figura 90, considera-se o diâmetro do furo 4 mm.

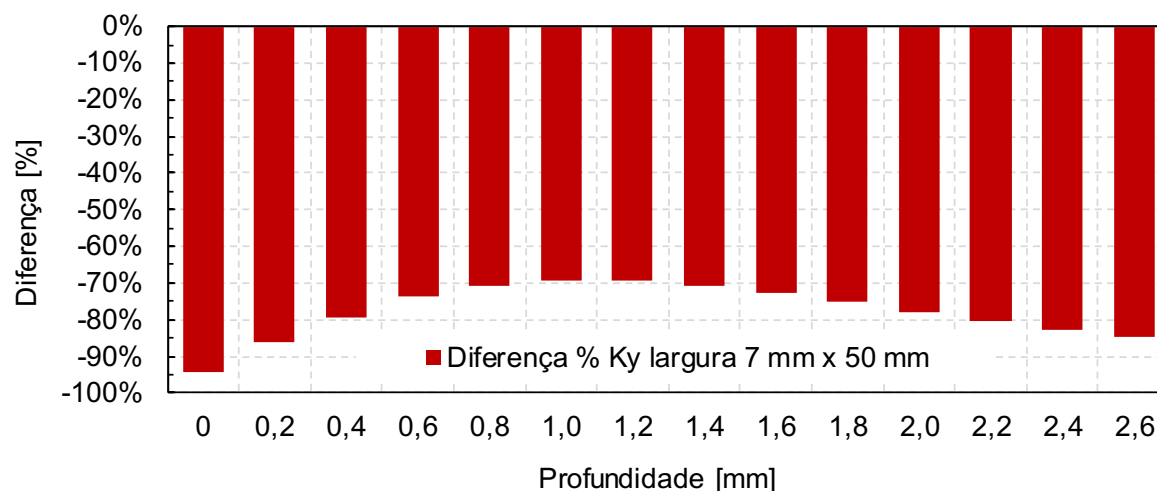
Figura 90 - Coeficiente de calibração  $K_y$  em função da relação entre a distância do centro do furo até a borda e o diâmetro do furo para diferentes profundidades.



Os resultados apresentados vão ao encontro com o estabelecido pela norma ASTM E-837 (2020). Identifica-se que a partir da relação entre distância do centro do furo até a borda do componente e diâmetro do furo menor do que 4 há necessidade de obtenção de coeficientes de calibração específicos a geometria. Na Figura 91 é

mostrado a diferença percentual entre o valor de  $K_y$  para distância do centro do furo até a borda de 7 mm para distância do centro do furo até a borda de 50 mm.

Figura 91 - Diferença percentual do valor de  $K_y$  da relação entre distância do centro do furo até a borda de 7 mm e 50 mm.



### Flexão

A Figura 92 apresenta a visualização gráfica dos resultados obtidos para o modelo com 50 mm, Figura 92 (a), e 7 mm de distância do centro do furo até a borda, Figura 92 (b), ambos submetidos a flexão.

Na Figura 93 são apresentados os resultados da variação das deformações longitudinais, Figura 93 (a), e transversais, Figura 93 (b) em função da variação da distância do centro do furo até a borda do material submetido a um carregamento de flexão. O modelo possui espessura, 6 mm, e comprimento, 50 mm, constantes, enquanto a distância do centro do furo até a borda varia de 50 mm até 7 mm.

Figura 92 – Representação gráfica modelo de análise de elementos finitos com variação da distância do centro do furo até a borda de (a) 50 mm até (b) 7 mm em componentes submetidas a flexão.

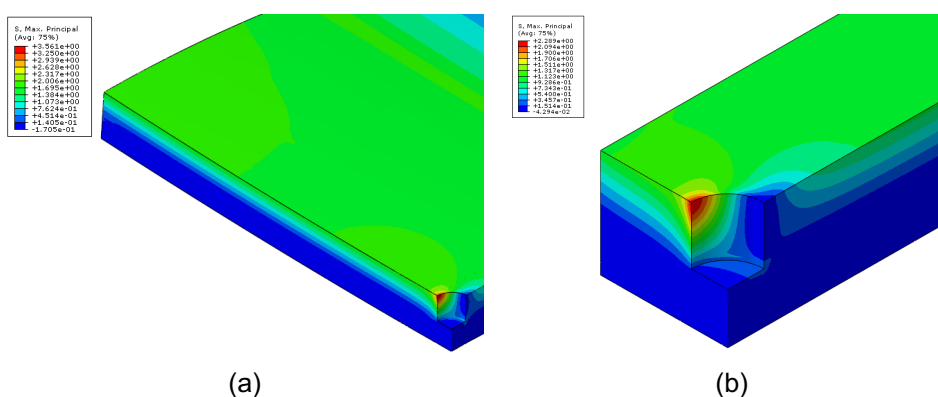




Figura 93 - Valores de deformação (a) longitudinal e (b) transversal em função de variação da distância do centro do furo até a borda do componente submetido a flexão.

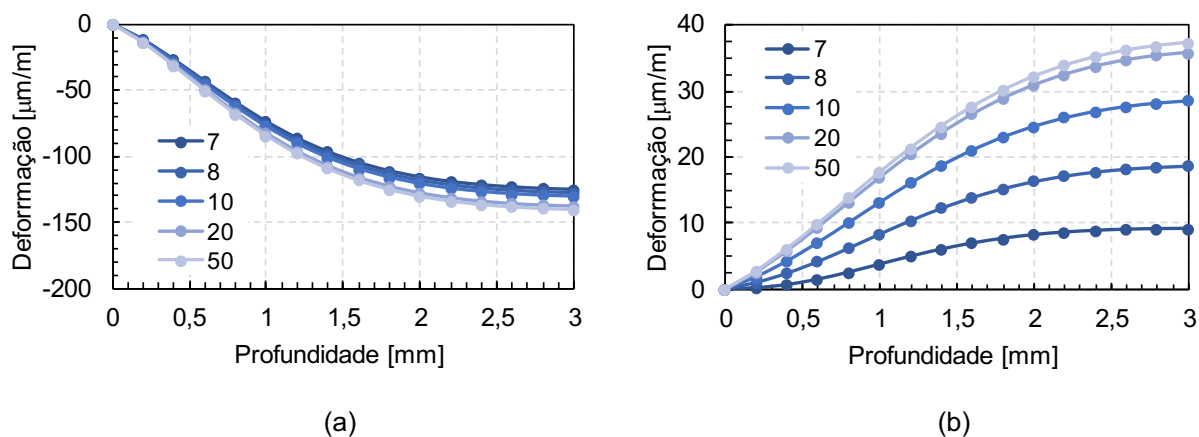
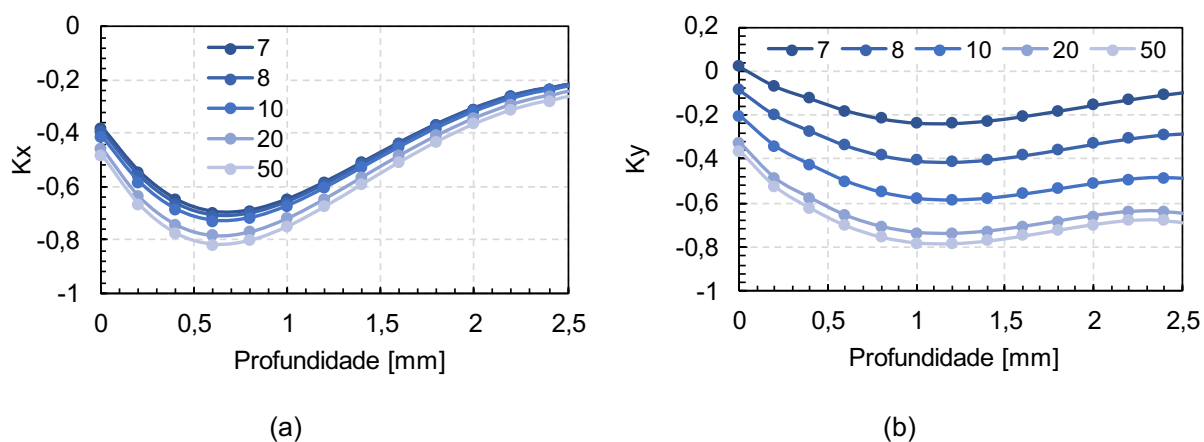


Figura 94 – Variação dos coeficientes de calibração específicos  $K_x$  (a) e  $K_y$  (b) em função da variação de distância do centro do furo até a borda de um componente submetido a flexão.

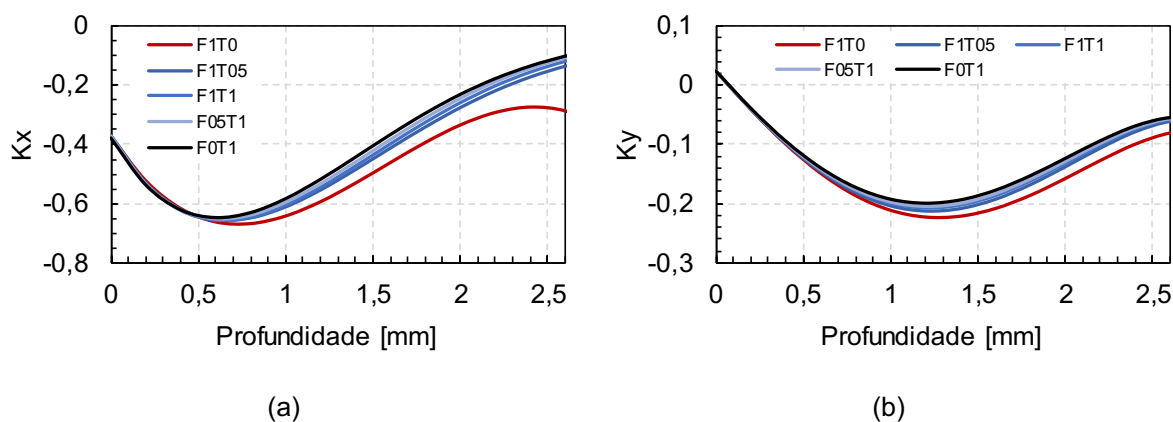


Uma vez que a espessura se manteve constante, verificou-se que há variação linear do coeficiente  $K_y$  em função da redução de distância do centro do furo até a borda do componente, mantendo o comportamento visto no item anterior.

### 6.3.1.2.3 Variação da condição de carregamento

Para efeito desta análise utilizou-se valores tensão conforme descritos na Tabela 3. A geometria do modelo é equivalente a geometria dos arames de armadura de tração, 7 mm de distância do centro do furo até a borda, 50 mm de comprimento e 6 mm de espessura. Os resultados são apresentados na Figura 95.

Figura 95 – Variação dos coeficientes de calibração, Kx (a) e Ky (b) para geometria específica do arame da armadura de tração em função do tipo de carregamento.

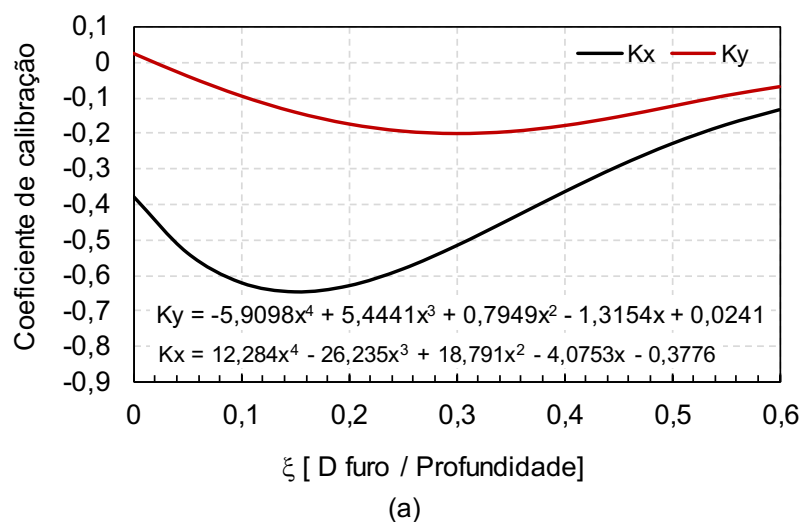


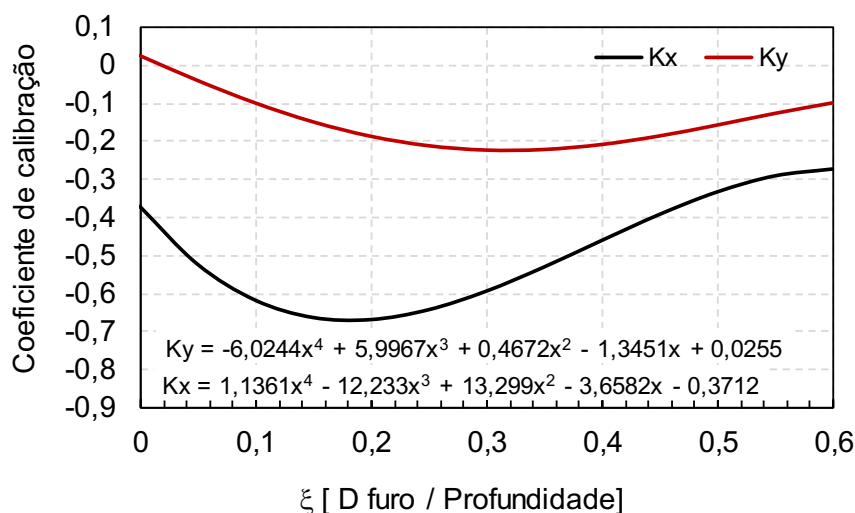
Em destaque nos gráficos da Figura 95 (a) e (b), é mostrado o limite dos valores dos coeficientes de calibração específico para tração, linha preta, e flexão, linha vermelha. Observa-se que, conforme demonstrado anteriormente, para componentes com espessura de 6 mm, há uma dispersão não linear dos coeficientes Kx e Ky, acentuada a partir de 1 mm, em função do tipo de carregamento e consequente variação da posição da linha neutra do componente.

### 6.3.2 Determinação de coeficientes de calibração específicos para arames da AT

Na Figura 96 é apresentado as equações que definem os coeficientes de calibração Kx e Ky em função da variável adimensional  $\xi$  na geometria dos arames da AT de DF, sendo Figura 96 (a) os coeficientes de calibração para tração e Figura 96 (b) para flexão.

Figura 96 – Coeficientes de calibração em função de  $\xi$ : (a) Tração pura e (b) flexão pura





(b)

### 6.3.2.1 Cálculo das tensões

Para avaliar a efetividade da extensão da profundidade de medição do MFC através da correção dos coeficientes de calibração do método de Kockelmann os valores de deformação obtidos pelo modelo numérico foram utilizados para cálculo das tensões residuais utilizando os coeficientes de calibração apresentados na Figura 96.

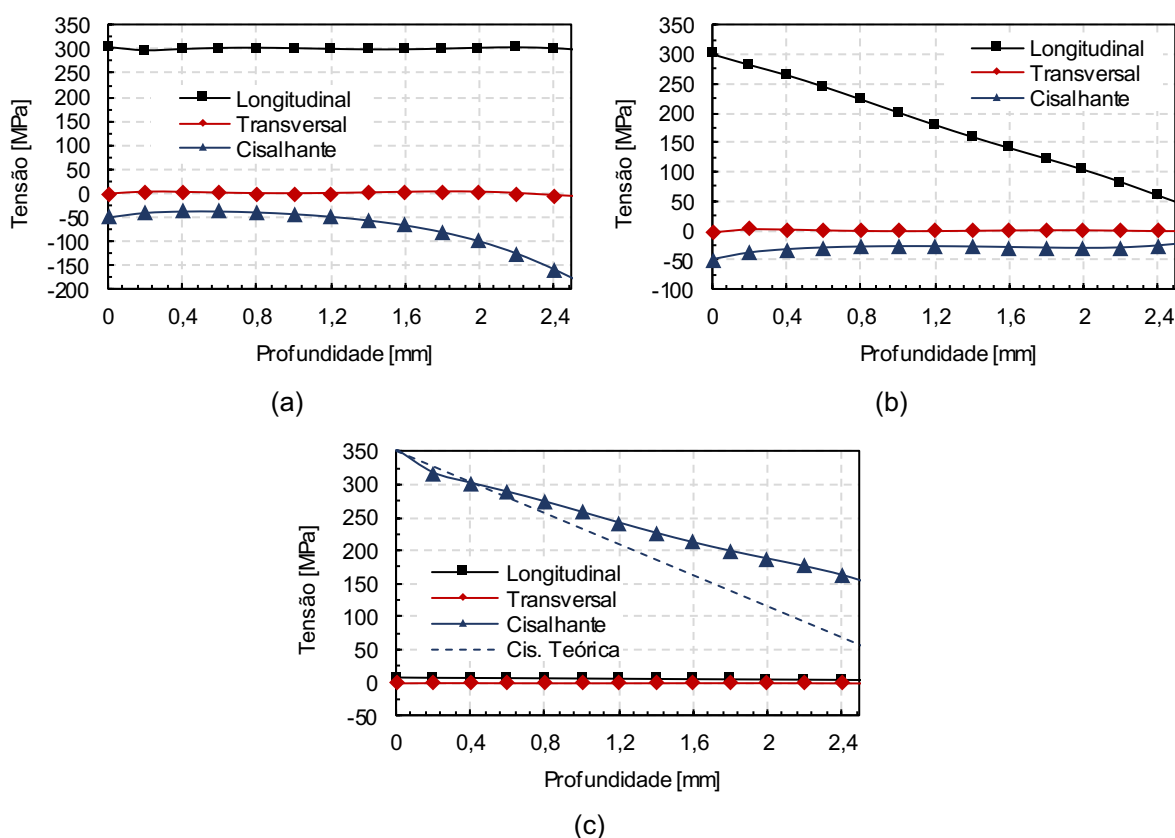
Nesta etapa foram avaliadas três condições de carregamento: tração, flexão e torção. Nas Figura 97 (a), (b) e (c) é mostrado o resultado das tensões calculadas para o modelo em tração, flexão e torção, respectivamente.

Em todos os casos a tensão máxima considerada é de 300 MPa. Para tração, Figura 97(a), a tensão longitudinal teórica é considerada linear ao longo de toda profundidade, ao tempo que as tensões transversais e cisalhantes teórica devem ser 0 MPa.

Para o caso da flexão, Figura 97 (b), a tensão longitudinal teórica é máxima na superfície e 0 MPa no centro da espessura do componente, enquanto as tensões transversais e cisalhantes também devem ser 0 MPa.

Na torção, Figura 97 (c), o comportamento teórico da tensão cisalhante é similar ao comportamento das tensões longitudinais da flexão, máxima na superfície com decaimento linear até 0 MPa no centro da espessura do material. No caso específico da torção, os coeficientes de calibração  $K_x$  e  $K_y$  são os mesmos da flexão, Figura 96 (b), devido a comportamento das tensões cisalhantes na torção serem iguais as tensões longitudinais da flexão.

Figura 97 – Tensões calculadas pelo método de Kockelmann: (a) tração, (b) flexão e (c) torção.

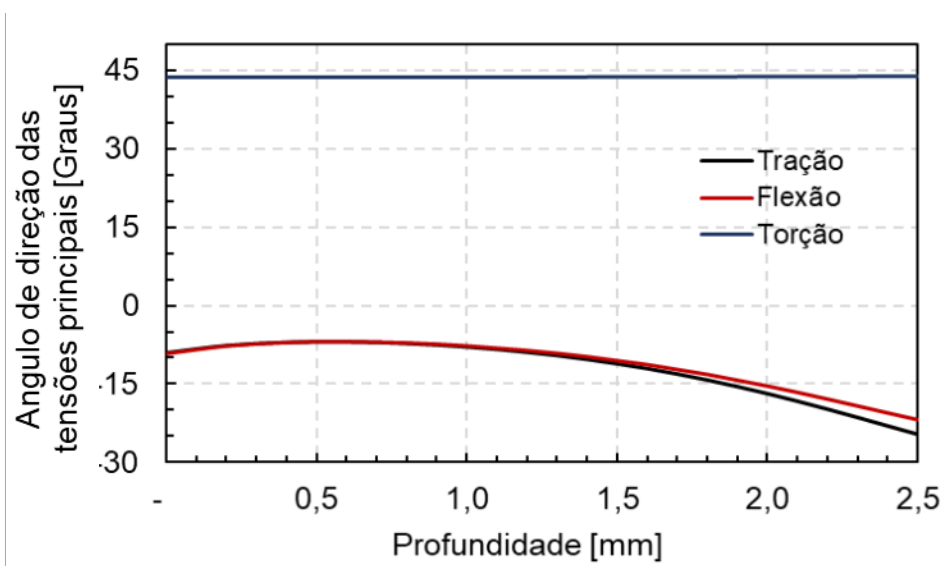


Os resultados demonstram que as tensões longitudinais e transversais são corrigidas pelos coeficientes de calibração  $K_x$  e  $K_y$ , conforme o esperado. Entretanto, se observa que as tensões cisalhantes calculadas são diferentes da tensão de calibração. Além disto, a diferença entre o resultado calculado e o resultado teórico das tensões cisalhantes variam para cada condição de carregamento.

Conforme descrito na metodologia, o método de Kockelmann utiliza apenas as tensões longitudinais e transversais para determinação dos coeficientes de calibração específica, isto porque considera que o material possui dimensões infinitas e, desta forma, assume que a direção das tensões no plano é a mesma direção das tensões de calibração (NAU et al., 2013). Entretanto, os resultados da Figura 97 demonstram a geometria reduzida do material, como no caso dos arames da AT, faz com que o ângulo de direção das tensões no plano em decorrência do MFC não esteja alinhado com a direção das tensões de calibração.

Na Figura 98 é mostrado o ângulo de direção das tensões principais calculadas pelo método de Kockelmann ao longo da profundidade para o caso do arame da AT submetido a tração, flexão e torção.

Figura 98 – Ângulo de direção das tensões principais.



O que se avalia é que o ângulo de direção das tensões principais é diferente do valor teórico. Para o caso das tensões em tração e flexão o ângulo de direção deveria ser igual a 0 graus, ao tempo que para o caso do arame em torção o ângulo correto seria de 45°.

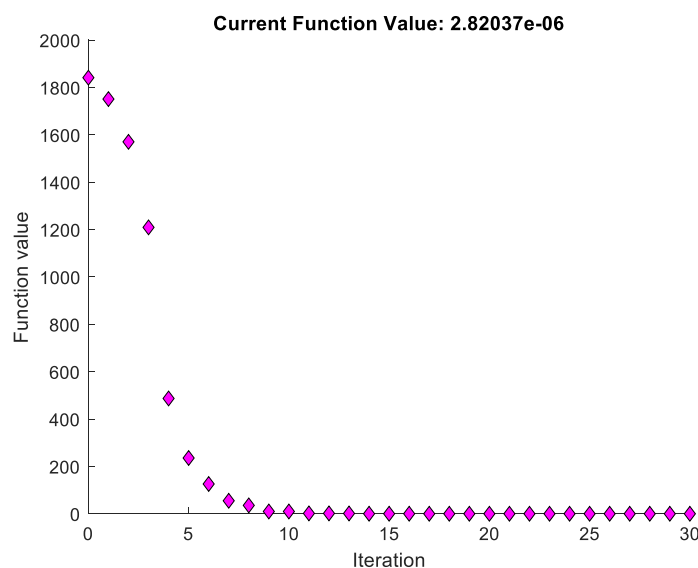
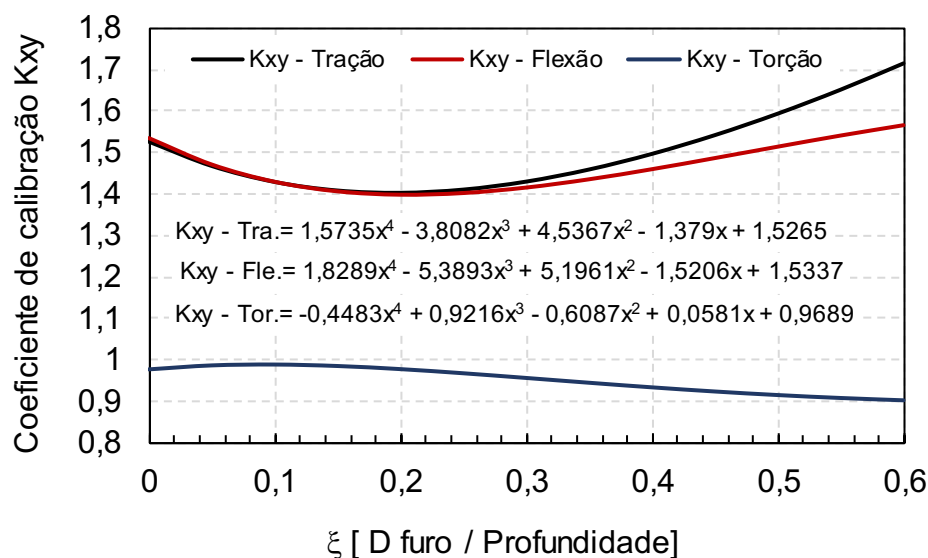
### 6.3.2.2 Correção do método de cálculo de Kockelmann

Nesta etapa são apresentados os resultados referentes à proposta de correção do método de cálculo de Kockelmann a partir do uso do novo coeficiente de calibração  $K_{xy}$ .

Conforme descrito na metodologia, o coeficiente  $K_{xy}$  é calculado através da relação entre a deformação adquirida no extensômetro da direção 2 durante a realização do MFC em um componente com geometria específica, no caso a geometria dos arames da AT 14 mm x 6 mm, e a deformação esperada para o MFC em um componente com dimensões infinitas, onde não há efeitos de borda. A determinação das deformações do componente com a geometria de dimensões infinitas é feita através de um processo de iteração utilizando o software Matlab para satisfazer a Equação 22. Na Figura 99 é mostrado um exemplo desta iteração.

Como resultado desta iteração é possível obter o valor de deformação do componente sem o efeito de borda, possibilitando o cálculo do coeficiente  $K_{xy}$  para qualquer condição de carregamento proposta para calibração (tração, flexão e torção) através da Equação 20. O valor de  $K_{xy}$  em função da variável  $\xi$  é apresentado na Figura 100:

Figura 99 – Iteração dos valores de deformação na direção 2.

Figura 100 – Coeficiente de calibração  $K_{xy}$  para cada condição de carregamento: tração, flexão e torção.

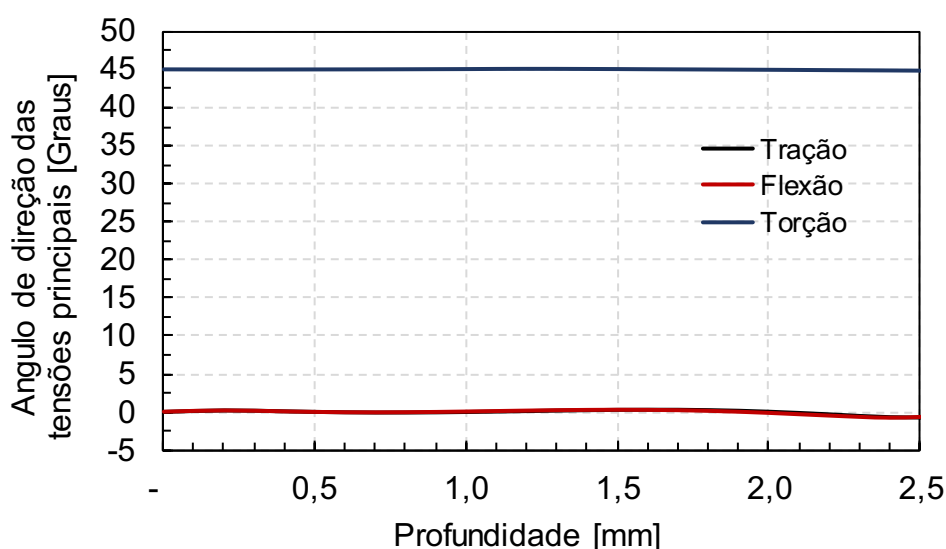
É verificado que o coeficiente de calibração  $K_{xy}$ , assim como os coeficientes de calibração  $K_x$  e  $K_y$ , varia em função da condição de carregamento. No caso dos carregamentos de tração e flexão o comportamento de  $K_{xy}$  é similar ao comportamento dos coeficientes convencionais  $K_x$  e  $K_y$ , iguais até aproximadamente  $\xi$  igual a 0.25 dispersando de uma forma não linear a partir deste valor, vide Figura 95.

Na condição de torção, o valor de  $K_{xy}$  é muito próximo de 1, o que significa que a influência da geometria é menor em componentes submetidos somente a torção, ou a componentes onde a tensão de torção seja mais representativa que as demais

componentes. Este fato já havia sido verificado na Figura 98 ao avaliarmos que a diferença entre o ângulo de direção das tensões principais calculado e teórico é maior para os casos do componente submetidos a tração e flexão do que o caso do componente submetido a torção.

Para avaliar a efetividade do coeficiente de calibração  $K_{xy}$ , na Figura 101 é apresentado o ângulo de direção das tensões principais resultantes após a correção do método com a metodologia proposta.

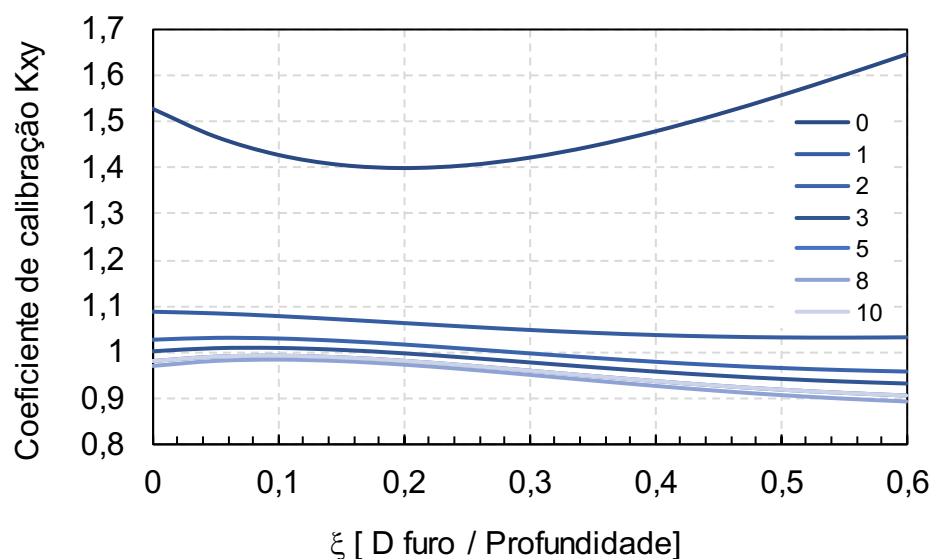
Figura 101 – Ângulo de direção das tensões principais após a correção com o coeficiente de calibração  $K_{xy}$ .



O método de correção se mostra aplicável. Houve a correção do ângulo de direção das tensões principais para os valores esperados teóricos,  $0^\circ$  para carregamentos em tração e flexão e  $45^\circ$  para carregamento em flexão. Esta metodologia de correção das tensões será avaliada nos resultados experimentais das amostras temporárias nos próximos tópicos.

Um ponto importante é que o valor de  $K_{xy}$  é dependente da composição da condição de carregamento, ou seja, será diferente para cada condição onde o valor da tensão de calibração na direção XY for  $x$  vezes maior que a componente de carregamento longitudinal. Para avaliar esta afirmação, na Figura 102 é mostrado como o valor de  $K_{xy}$  varia à medida que a tensão na direção XY é  $X$  vezes maior que a componente de tensão longitudinal. Na Figura 102  $X$  varia de 0 até 10 e a tensão longitudinal equivale a 0,5 tração e 0,5 flexão, desta forma a tensão longitudinal na superfície é igual a 1 MPa e 0,5 MPa no centro da espessura do arame.

Figura 102 – Variação de  $K_{xy}$  em função da tensão cisalhante de calibração X vezes maior que a tensão de flexão e tração.

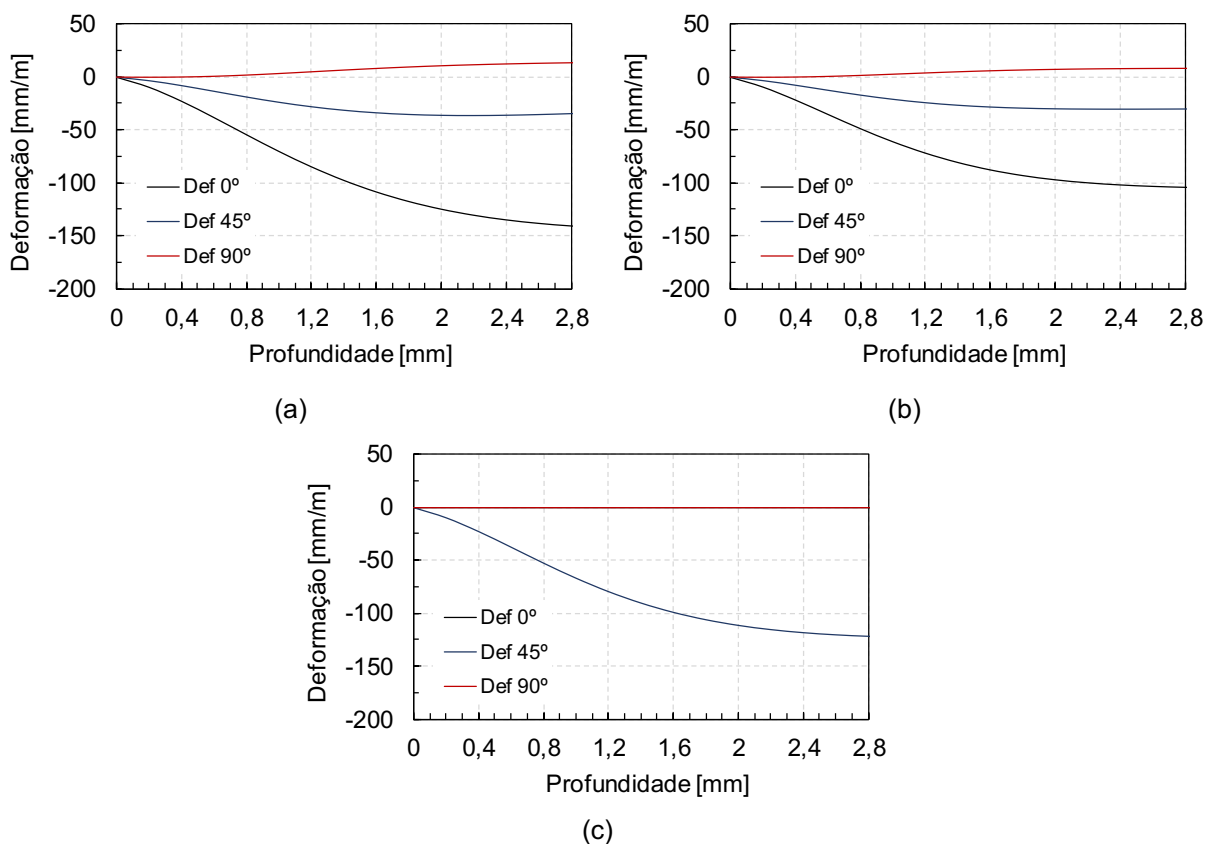


Os resultados demonstram que há uma mudança significativa do valor de  $K_{xy}$  para casos onde a tensão de calibração na direção XY é igual a 3 vezes o valor das tensões de calibração longitudinais. Quando as tensões de calibração na direção XY são 3 vezes maiores do que as tensões longitudinais a diferença entre os coeficientes  $K_{xy}$  torna-se pouco significativa.

Estabelecer a composição do estado de tensões de um componente para determinar qual o coeficiente de calibração que deve ser utilizado não é uma tarefa simples. Uma alternativa para estabelecer a composição das tensões no componente e determinar qual o coeficiente de calibração que deve ser utilizado é avaliar o perfil das deformações após o MFC. Na Figura 103 é mostrado um exemplo do comportamento do perfil de deformações resultantes do MFC em um componente submetido a tração (a), flexão (b) e torção (c). Considera-se módulo de elasticidade igual a 200 GPa e tensão máxima de 100 MPa:



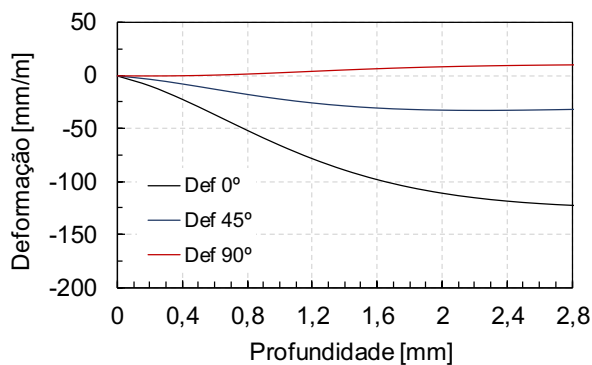
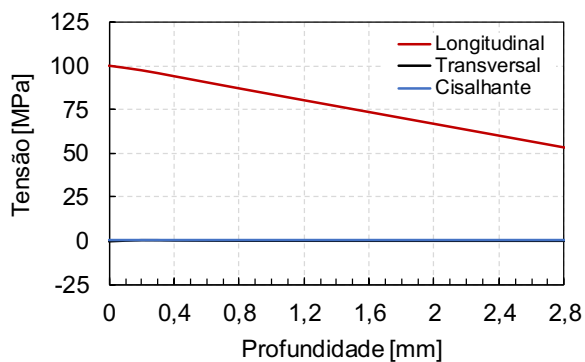
Figura 103 – Deformações aliviadas em função da condição de carregamento.: (a) tração, (b) flexão e (c) torção



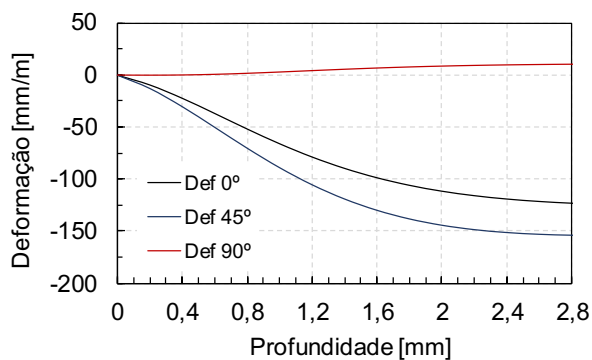
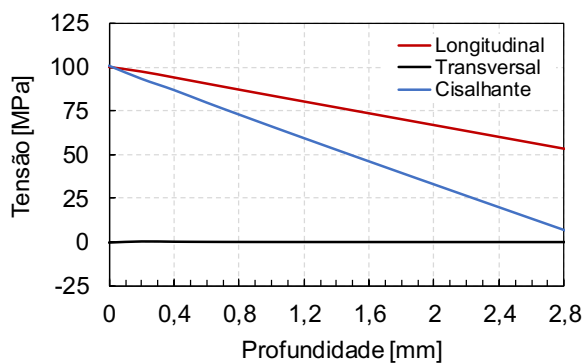
Pelo princípio de sobreposição das tensões podemos afirmar que as deformações resultantes do MFC em um componente com diferentes combinações de carregamento será igual à soma dos valores de deformação de cada condição de carregamento individual. Como exemplo, na Figura 104 é mostrado a combinação de carregamentos de 0.5 vez tração, 0.5 vez flexão e X vezes torção, no caso (a) X igual a 0, (b) igual a 1, (c) igual a 2 e (d) igual a 3. Para facilitar a compreensão do somatório das tensões ao lado do perfil de deformações.

Identifica-se que com aumento da componente de carregamento em torção as deformações longitudinais e transversais se mantêm constantes, ao tempo que há um aumento das deformações a 45°.

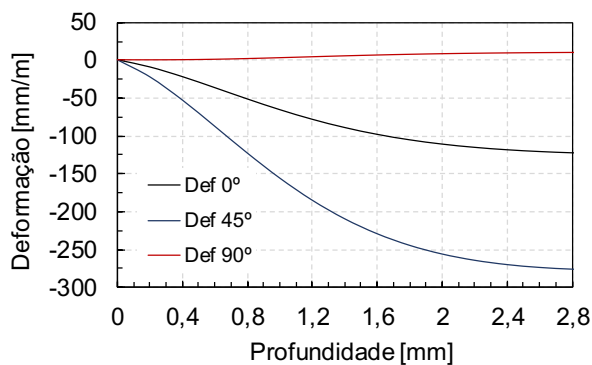
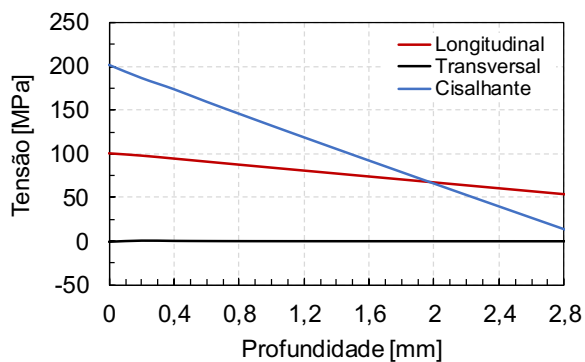
Figura 104 – Variação das deformações em função da combinação de carregamentos distintos: (a) 0.5 vezes tração, 0.5 vezes flexão e 0 vezes torção, (b) 0.5 vezes tração, 0.5 vezes flexão e 1 vezes torção, (c) 0.5 vezes tração, 0.5 vezes flexão e 2 vezes torção e (d) 0.5 vezes tração, 0.5 vezes flexão e 3 vezes torção.



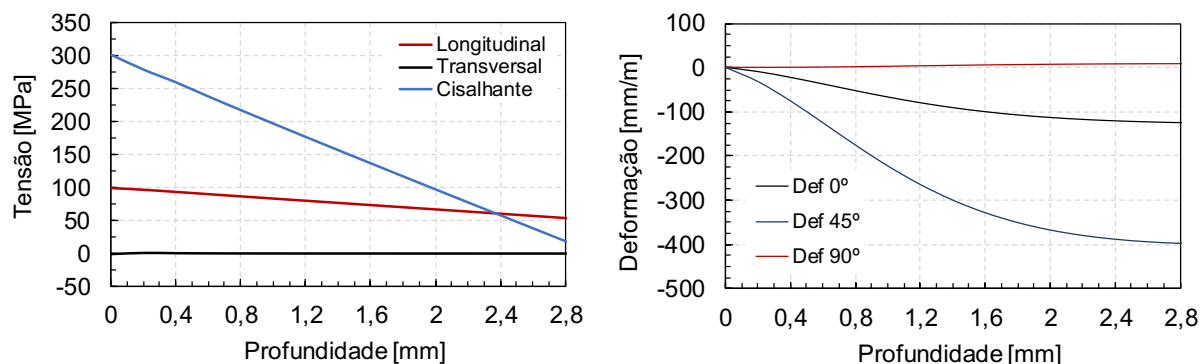
(a)



(b)



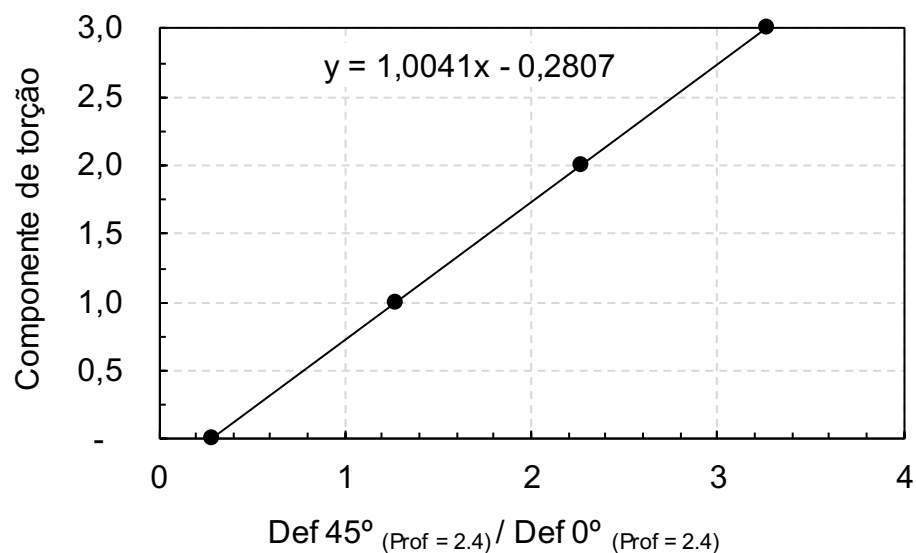
(c)



(d)

Esta relação entre deformação a  $0^\circ$  e deformação a  $45^\circ$  é linear e pode ser utilizada como um indicativo da componente de torção que atua no componente, possibilitando estabelecer qual coeficiente de calibração  $K_{xy}$  será aplicado. Na Figura 105 é apresentada a equação que determina esta relação e que será utilizada para seleção do coeficiente de  $K_{xy}$ . Os valores de deformação utilizadas para esta correlação são referentes a deformação na profundidade de 2,4 mm.

Figura 105 – Determinação da componente de torção em função da relação entre deformações.



Considerando a condição de simetria na geometria do arame, o resultado desta relação entre deformações para determinação da componente de torção sempre será utilizado em módulo.

### 6.3.3 Avaliação experimental

#### 6.3.3.1 Configuração de instalação da roseta tipo A com 10,26 mm

Nesta etapa, serão apresentados os resultados das tensões medidas pelo MFC estendido nos diferentes tipos de configuração de instalação da roseta propostos em amostras temporárias submetidas a um carregamento elástico de flexão em quatro pontos.

Para facilitar o comparativo, todos os resultados serão normalizados em função da tensão máxima de carregamento. O cálculo das tensões é feito utilizando os coeficientes de calibração específicos calculados para flexão pura, conforme Figura 96 (b), sem a correção com o coeficiente  $K_{xy}$ . Na Figura 106 é apresentado o resultado das tensões longitudinais enquanto na Figura 107 e Figura 108 são apresentados os resultados das tensões transversais e cisalhantes.

Figura 106 – Tensão longitudinal normalizada.

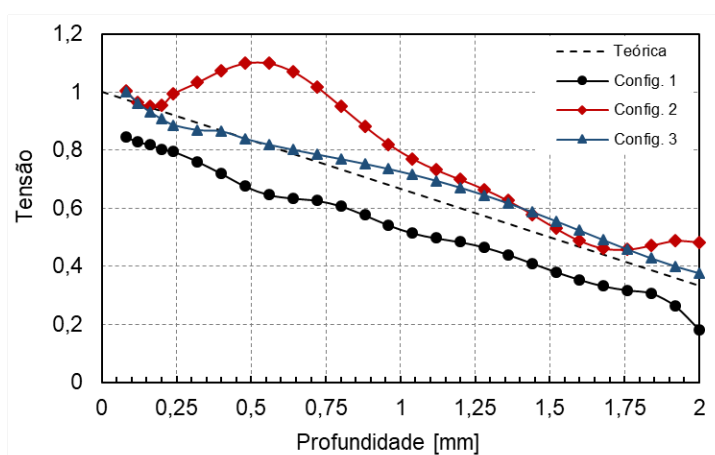


Figura 107 - Tensão transversal normalizada.

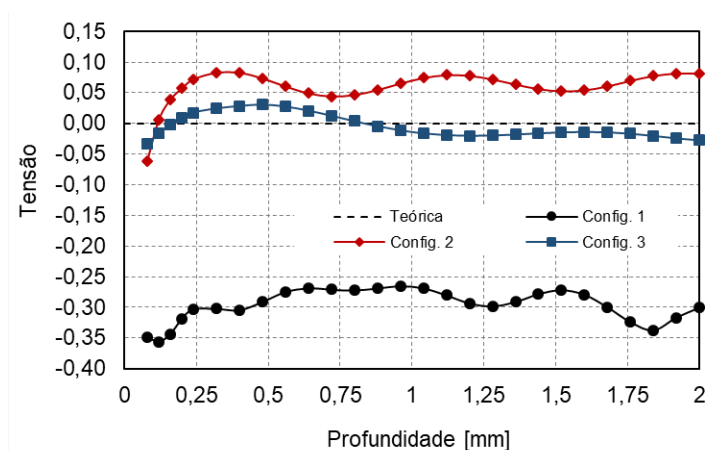
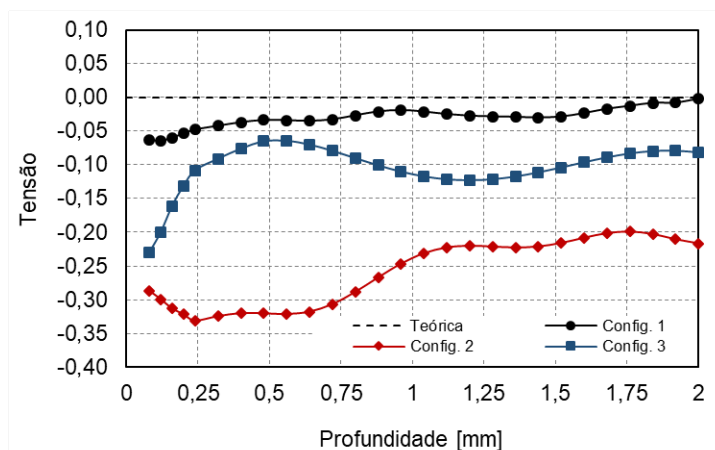


Figura 108 - Tensão cisalhante normalizada,



O que se verifica é que há diferença nos resultados de tensão obtidos de forma experimental em função do tipo de configuração de roseta instalada.

A configuração de roseta do tipo 1 subestima os valores de tensão longitudinal em até 20%, ao tempo que as tensões transversais apresentam valores divergentes do esperado em até 30%. Estes resultados são justificados pelo fato de que nesta configuração os valores de deformação na transversal do arame não são medidos diretamente devido a posição dos extensômetros e, por este motivo, mesmo utilizando coeficientes de calibração específicos a geometria, não é possível corrigir os valores de tensão no arame.

A configuração de roseta do tipo 2 aproxima os resultados experimentais de tensão longitudinal e transversal a valores próximos do valor teórico esperado. Entretanto, para as tensões cisalhantes a grande divergência entre os resultados experimentais e o teórico. Além dos efeitos das tensões na direção 2, o que se observa é que nesta configuração de instalação o extensômetro posicionado a  $135^\circ$  não consegue ser posicionado totalmente na parte reta do arame, ficando levemente dobrado durante a instalação, vide Figura 47. Esta curvatura do extensômetro induz a resultados de deformação que não refletem diretamente as deformações que são aliviadas nesta direção, induzindo a erros nos resultados experimentais.

A instalação da roseta na configuração do tipo 3 é a que apresenta melhores resultados experimentais para as tensões longitudinais e transversais. Observa-se que as tensões longitudinais estão bem próximas dos valores teóricos esperados e que há pouca divergência nos resultados experimentais comparado com os resultados teóricos esperado para tensões transversais, no máximo 5%. A diferença entre o valor calculado e o valor teórico das tensões cisalhantes já era esperada devido a

necessidade de correção das tensões na direção 2, conforme demonstrado anteriormente. Por apresentar os melhores resultados em relação as tensões longitudinais e transversais, este tipo de configuração de instalação foi o selecionado para aplicação do método nas demais condições de amostras.

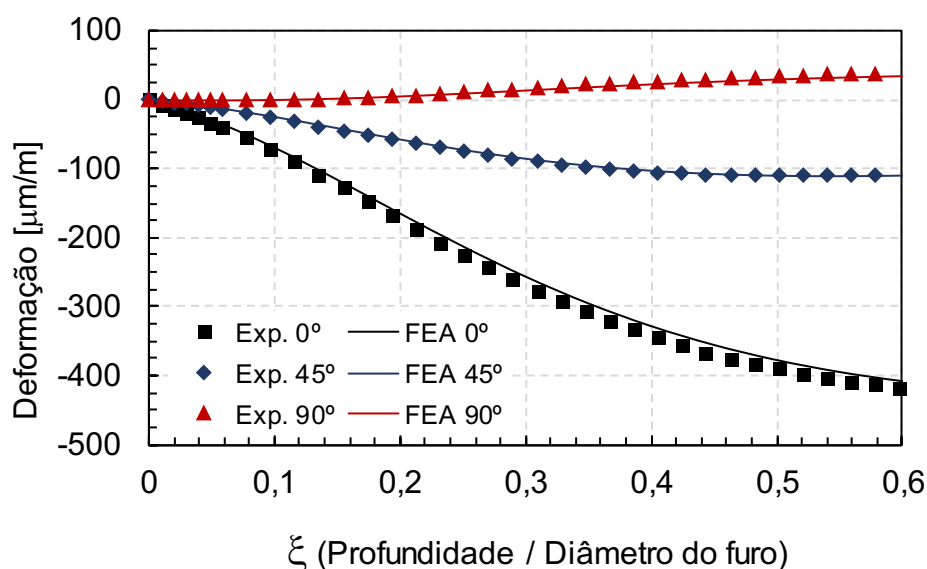
O resultado da avaliação experimental utilizando a configuração de instalação da roseta III nas amostras temporárias de tração, flexão, torção e da amostra permanente serão apresentados nos próximos tópicos.

### 6.3.3.2 Amostra temporária: tração

#### Deformações

O diâmetro do furo após a usinagem foi 4.15 mm. Na Figura 109 é apresentado o resultado das deformações em função da variável adimensional  $\xi$  (profundidade / diâmetro do furo) para o arame submetido ao carregamento de tração com carregamento de 300 MPa. No gráfico é apresentado o comparativo entre os resultados obtidos de forma experimental e numérico (FEA) para as três direções.

Figura 109 – Resultado do alívio de deformações do arame em tração, resultado experimental em comparação numérico.



Para facilitar a avaliação, os resultados numéricos e experimentais são apresentados na Tabela 4

Tabela 4– Valores de deformação em função de  $\xi$ .

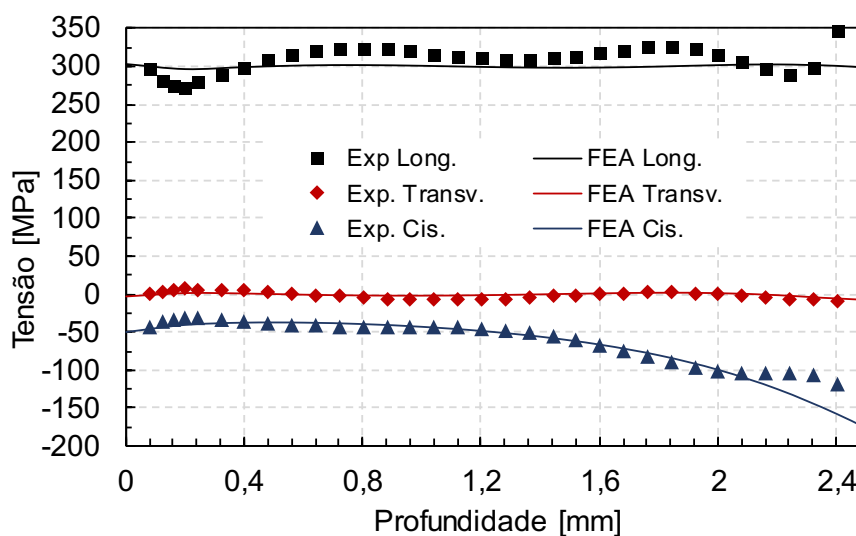
Profundidade [mm]	$\xi$	Deformações [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]					
		Exp. 0°	FEA 0°	Exp. 45°	FEA 45°	Exp. 90°	FEA90°
0,20	0,05	-33,12	-28,60	-11,10	-9,83	-0,04	-0,32
0,80	0,19	-168,10	-154,02	-58,11	-53,14	5,75	4,74
1,44	0,35	-306,11	-294,11	-97,16	-94,25	22,37	18,62
2,00	0,48	-383,55	-367,55	-109,92	-107,78	33,50	28,73
2,40	0,58	-413,87	-401,56	-110,38	-108,91	38,74	34,03

Os resultados experimentais apresentam boa correlação com os resultados numéricos. Cabe ressaltar que há uma pequena diferença entre o diâmetro do furo simulado, 4 mm, e o diâmetro do furo experimental, 4.15 mm, dificultando a comparação direta dos resultados.

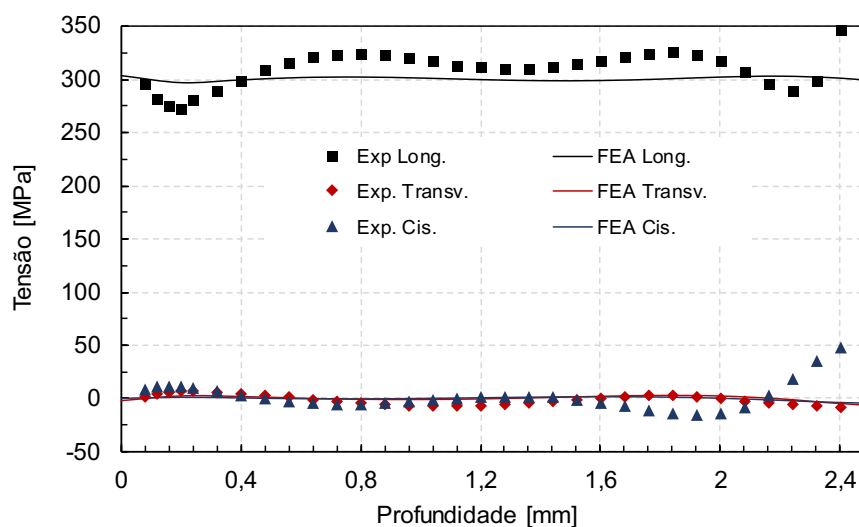
#### Cálculo das tensões

A partir das deformações obtidas é calculada a tensão efetiva da amostra montada no dispositivo, sendo apresentado na Figura 110 (a) tensões calculadas com coeficientes de calibração para tração sem a correção utilizando  $K_{xy}$  e na Figura 110 (b) tensões calculadas após a aplicação do coeficiente  $K_{xy}$ .

Figura 110 – Tensão efetiva para amostra carregada em tração de 300 MPa, (a) calculada com coeficientes de tração sem correção e (b) calculada com coeficientes de tração após a correção com coeficiente  $K_{xy}$ .



(a)



(b)

Na Figura 110 (a) as tensões longitudinais e transversais calculadas apresentaram resultados dentro do esperado, com a tensão longitudinal próxima a tensão efetiva teórica. O comportamento das tensões cisalhantes diverge do resultado teórico, porém está em concordância com os resultados numéricos.

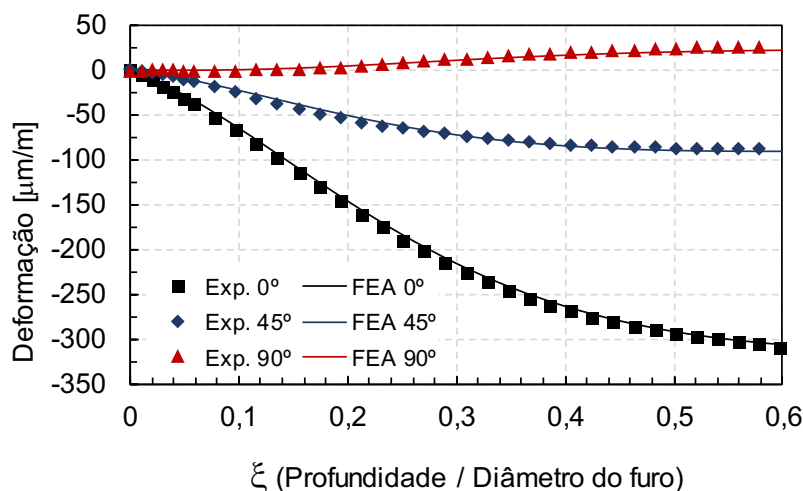
Na Figura 110 (b) as tensões calculadas são corrigidas pelo coeficiente de calibração  $K_{xy}$ , apresentado no 6.3.2.2. O que se verifica é que a proposta de correção com o coeficiente de calibração  $K_{xy}$  é eficiente para calibrar as tensões que atuam no plano XY.

### 6.3.3.3 Amostra temporária: flexão

O diâmetro do furo foi 4.15 mm. Na Figura 111 é apresentado o resultado das deformações em função da variável adimensional  $\xi$ . Para o arame submetido a um carregamento de flexão com carga de 300 MPa. No gráfico é apresentado o comparativo entre os resultados obtidos de forma experimental e numérico (FEA) para as três direções.



Figura 111 – Resultado do alívio de deformações do arame em flexão, resultado experimental em comparação numérico.



Os resultados numéricos e experimentais são apresentados na Tabela 5.

Tabela 5 – Valores de deformação em função de  $\xi$ .

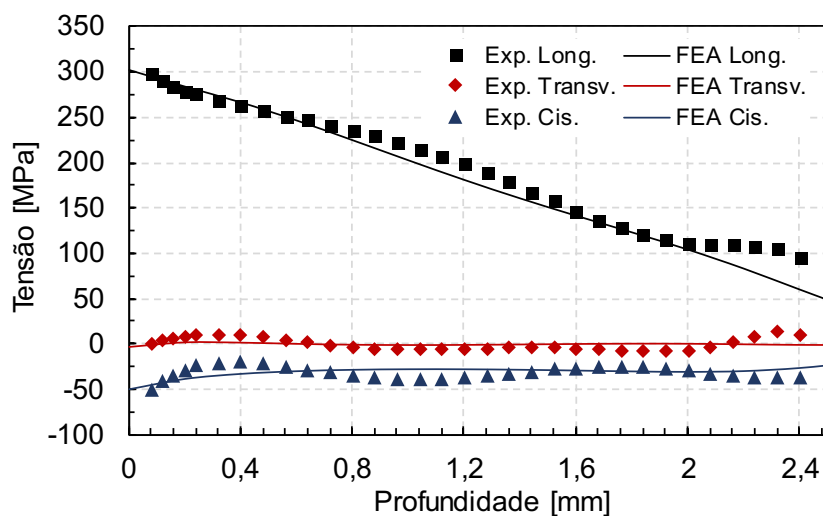
Profundidade [mm]	$\xi$	Deformações [μm/m]					
		Exp. 0°	FEA 0°	Exp. 45°	FEA 45°	Exp. 90°	FEA 90°
0,20	0,05	-30,78	-27,94	-9,87	-9,60	0,05	-0,32
0,80	0,19	-145,15	-138,27	-53,41	-48,02	3,61	3,96
1,44	0,35	-246,52	-242,88	-78,07	-79,73	16,29	14,04
2,00	0,48	-289,94	-287,55	-86,39	-89,18	24,03	19,81
2,40	0,58	-306,43	-304,65	-87,65	-90,89	26,05	22,08

Os resultados experimentais são muito próximos dos resultados obtidos através do modelo numérico, as maiores diferenças encontradas foram de 5 μm/m, na direção 90° a 2 mm de profundidade.

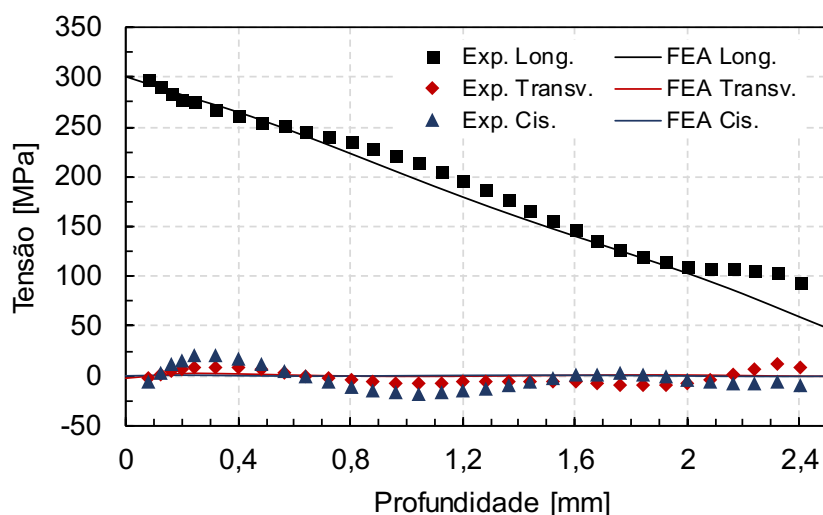
#### Cálculo das tensões

O resultado da tensão efetiva da amostra montada no dispositivo é apresentado na Figura 112, sendo Figura 112 (a) as tensões calculadas com coeficientes de calibração para flexão sem a correção do coeficiente  $K_{xy}$  e na Figura 112 (b) tensões calculadas após a correção com coeficiente de calibração  $K_{xy}$ .

Figura 112 – Tensão efetiva para amostra carregada em flexão, (a) calculada com coeficientes de tração pura e (a) calculada com coeficientes de flexão pura.



(a)



(b)

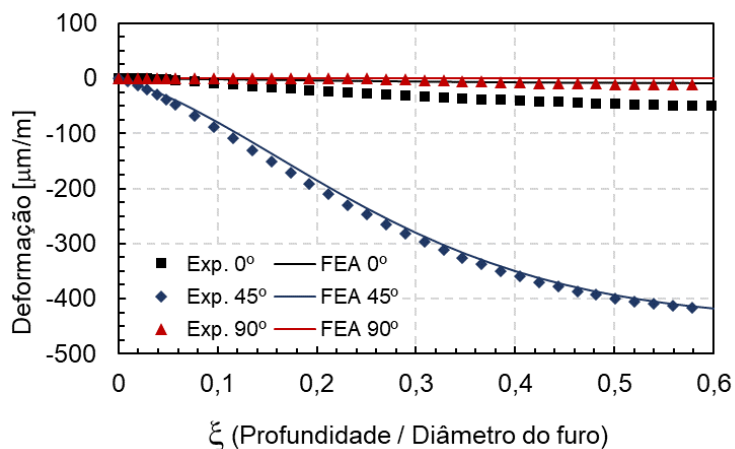
Na Figura 112 (a) se verifica que as tensões longitudinais e transversais são muito próximos do resultado esperado, entretanto há diferença nas tensões cisalhantes que atuam no plano XY em relação ao esperado, que era de 0 MPa.

Na Figura 112 (B) as tensões calculadas são corrigidas pelo coeficiente de calibração  $K_{xy}$  e demonstram a efetividade da metodologia de correção proposta.

#### 6.3.3.4 Amostra temporária: torção

Na Figura 113 é apresentado o resultado das deformações em função da profundidade para o arame submetido a torção com carregamento de 350 MPa.

Figura 113 – Deformações ao longo da profundidade para amostra carregada em torção.



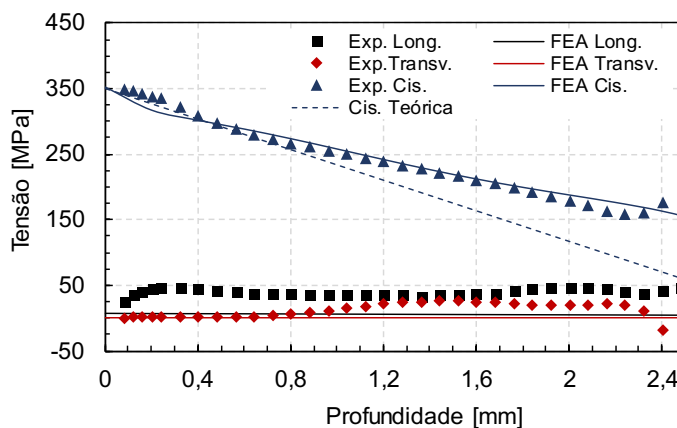
Os resultados numéricos e experimentais são apresentados na Tabela 6.

Tabela 6 – Valores de deformação em função de  $\xi$ .

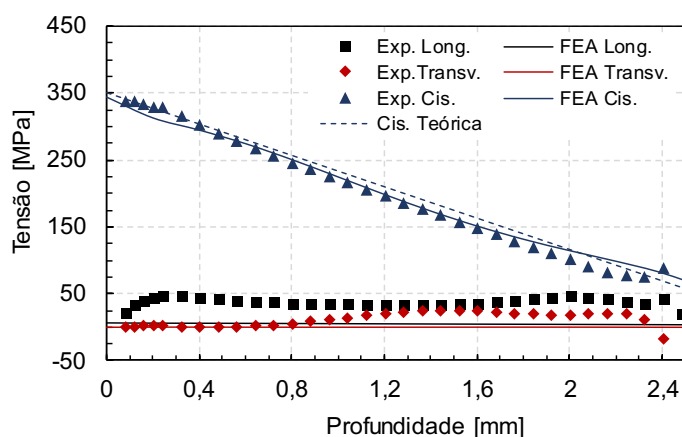
Profundidade [mm]	$\xi$	Deformações [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]					
		Exp. 0°	FEA 0°	Exp. 45°	FEA 45°	Exp. 90°	FEA90°
0,20	0,05	-2,26	-0,67	-38,08	-33,94	0,00	-0,01
0,80	0,19	-21,28	-3,47	-191,24	-174,58	0,08	0,10
1,44	0,35	-36,48	-6,35	-325,40	-318,42	-5,33	0,38
2,00	0,48	-45,61	-7,70	-393,11	-385,45	-9,89	0,57
2,40	0,58	-49,93	-8,28	-417,00	-413,15	-11,18	0,65

Na Figura 114 (a) é apresentado o resultado das tensões calculadas com coeficientes de calibração  $K_x$  e  $K_y$  flexão pura e na Figura 114 (b) o resultado para as tensões calculadas com após a correção com o coeficiente  $K_{xy}$ .

Figura 114 – Tensão efetiva para amostra carregada em torção: (a) calculada com coeficientes de flexão sem correção, e (b) após a correção.



(a)



(b)

O resultado da Figura 114 (a) mostra que as tensões longitudinais ficaram próximas a 40 MPa, quando o esperado era de 0 MPa. Há de se considerar que a amostra utilizada possui um estado de tensão residual inicial que pode vir a influenciar nos resultados de tensão medido. Além disto, a montagem da amostra no dispositivo pode introduzir um pequeno nível de tensão na longitudinal amostra. Identifica-se também que há dispersão entre o valor teórico calculado para tensão cisalhante e o resultado experimental.

Na Figura 114 (b) o resultado demonstra que após a correção com o coeficiente de calibração  $K_{xy}$  as tensões calculadas são corrigidas para valores próximos aos valores teóricos.

### 6.3.3.5 Amostra permanente

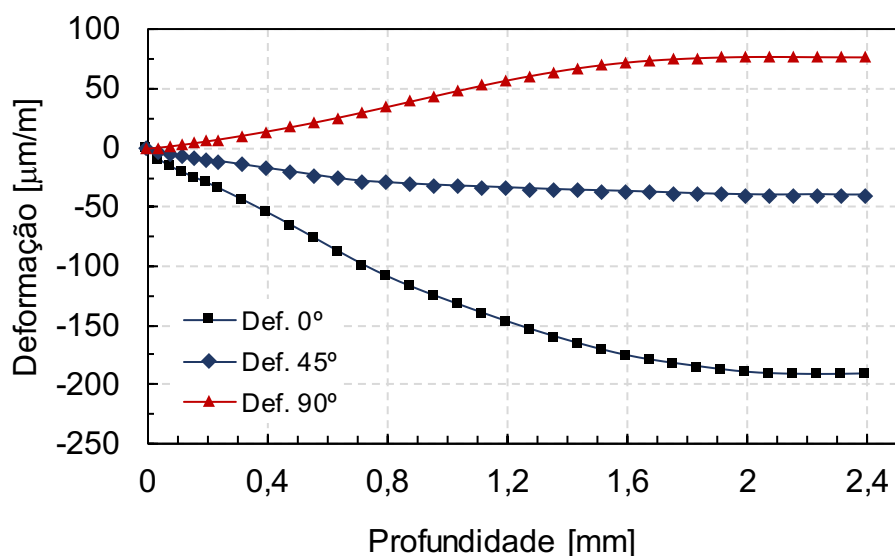
Neste tópico será apresentado o resultado do cálculo das tensões longitudinais, transversais e cisalhantes no plano XY ( $\tau_{xy}$ ), da profundidade de 0,08 mm até 2,4 mm, para as amostras permanentes utilizando o MFC estendido.

Na Figura 115 é apresentado os valores de deformação ao longo da profundidade para amostra permanente após a realização do MFCe.

Se avaliarmos a relação entre as deformações a  $45^\circ$  e a  $0^\circ$  na profundidade de 2,4 mm o resultado é 0.20. Aplicando na equação apresentada na Figura 105 encontramos que a componente de torção é igual a -0,08, identificando que a componente de torção atuante nesta amostra é muito próxima de 0, valor que será utilizado para seleção do coeficiente de calibração  $K_{xy}$ . Este resultado está dentro do esperado, visto que estas amostras passaram por processo de alívio de tensões pela

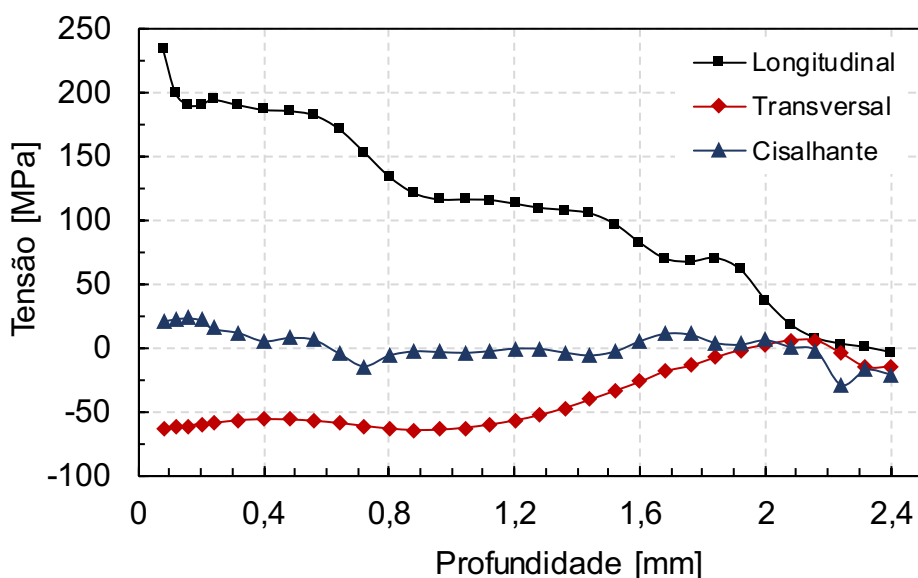
pré deformação em tração e a deformação plástica em flexão para geração do perfil de TR, logo não é de se esperar que exista a presença de tensões cisalhantes.

Figura 115 – Deformações ao longo da profundidade após o MFCe.



Por conhecer o processo de produção destas amostras, considerando que as TR foram geradas em flexão, o coeficiente de calibração  $K_x$  e  $K_y$  selecionados são iguais ao da condição de flexão, apresentado na Figura 96 (b).

Figura 116 – Tensão residual ao longo da profundidade..



O perfil das tensões longitudinais apresenta comportamento trativo na superfície do material na ordem de 200 MPa com tendência de 0 MPa após atingir 2 mm de profundidade.

Quando um material é submetido a uma flexão acima do regime elástico, plastificando, a face que está submetida a compressão atinge o patamar de escoamento primeiro do que a face submetida a tração (KATO, 2019; ZHANG E HU, 1998). Como resultado deste escoamento precoce, ao retirar o carregamento, é sugerido que a posição da linha neutra do componente se desloque em direção a superfície da face compressiva (WANG et al., 2019; ZHANG E HU, 1998). Estas afirmações vão ao encontro com os resultado da Figura 116 que apontou que as amostras permanentes possuem tensão residual próxima de 0 MPa em 2,4 mm, o que pode ser a posição da linha neutra das amostras permanentes.

Há presença de tensões residuais compressivas na transversal na ordem de -60 MPa na superfície e tende a 0 MPa para profundidades maiores do que 2 mm.

#### 6.4 Comparativo entre as técnicas de medição

Neste tópico é apresentado o comparativo entre as diferentes técnicas de medição de tensão: DRX de bancada com remoção de camadas (DRX), MFC convencional (MFC) e MFC estendido (MFCe). As remoções de camada para aplicação da técnica de DRX foram realizadas até 1,6 mm de profundidade. As técnicas foram aplicadas nas amostras permanentes com pré-deformação em 2% mais flexão 1%.

Na Figura 117 é apresentado o resultado das tensões longitudinais, Figura 118 as tensões transversais e Figura 119 as tensões cisalhantes no plano XY.

Figura 117 – Comparativo das tensões longitudinais entre técnicas de medição de tensão residual nas amostras permanentes.

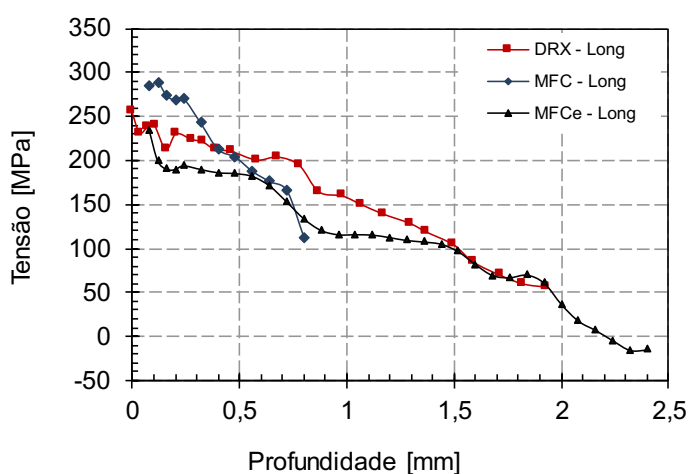


Figura 118 – Comparativo das tensões transversais entre técnicas de medição de tensão residual nas amostras permanentes.

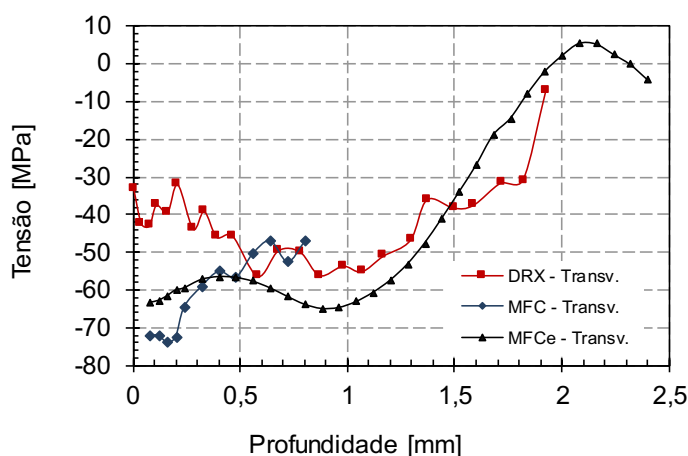
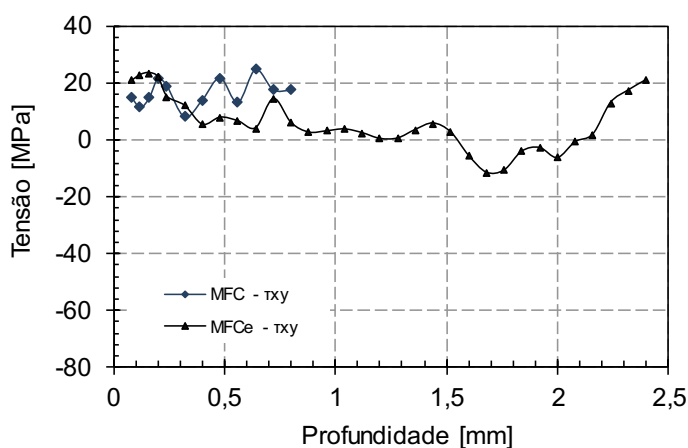


Figura 119 - Comparativo das tensões cisalhantes entre técnicas de medição de tensão residual nas amostras permanentes.



Comparando as tensões longitudinais, Figura 117, a magnitude valores de encontrados foram similares por todos os métodos. A diferença máxima entre a de MFC e o MFCe foi encontrada próximo à superfície, na região de 0,08 mm até 0,20 mm, a diferença média nesta região foi de 70 MPa. Na análise dos perfis de tensões residuais obtidos por DRX as maiores diferenças encontradas foram na ordem de 50 MPa.

As tensões residuais transversais medidas foram praticamente a mesma pelo DRX e o MFCe, compressivas, próximas de -50 MPa, de 0,08 mm até 1,5 mm. Após esta região, observa-se uma tendência dos valores de tensão residual se tornarem 0 MPa. Os valores obtidos pela MFC apresentam uma diferença maior na região de 0,08 mm até 0,20 mm, próxima a 15 MPa, após esta região os resultados convergem para o mesmo valor.

Os resultados de tensão de cisalhamento, Figura 119, do MFC e do MFCe apresentam similaridade, com valores de tensão na faixa de 20 MPa. Os resultados para as tensões cisalhantes calculadas pelo DRX não são apresentados por apresentarem muitas incertezas de medição como, por exemplo, o fato de serem medidas indiretas, calculadas a partir das tensões normais (SCHAJER, 2013; HAUK, 1997; GRANT, 2002).

## 6.5 Dutos flexíveis – escala real

Nesta etapa serão apresentados os resultados referentes as medições de tensão efetiva realizados em dois dutos flexíveis distintos: Amostra A e Amostra B. Em todos os casos será apresentado as deformações obtidas durante a usinagem do furo e o cálculo das tensões efetivas corrigido pela metodologia proposta.

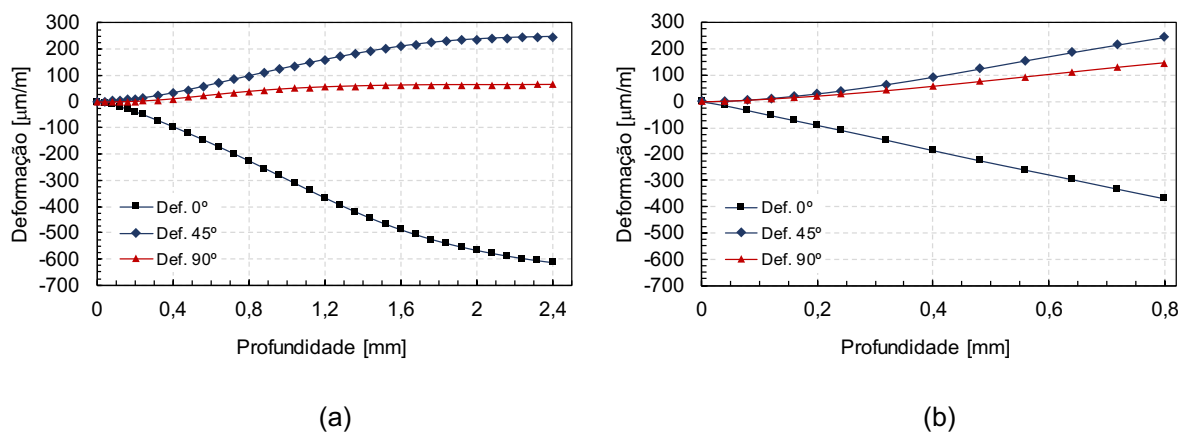
Não é possível determinar a posição da linha neutra dos arames, tampouco a composição das tensões entre tração e flexão. Por este motivo, no caso dos dutos flexíveis para seleção dos coeficientes  $K_x$  e  $K_y$  será adotado a composição igual a 0.5 vezes a tração e 0.5 vezes flexão. A componente de torção para seleção do coeficiente  $K_{xy}$  será calculada conforme equação da Figura 105.

### 6.5.1 Amostra A

#### 6.5.1.1 Tensões efetivas

Na Figura 120 é apresentado o resultado das deformações obtidas, sendo Figura 120 (a) os resultados referentes ao MFCe e Figura 120 (b) os resultados do MFC.

Figura 120 – Deformações após o MFC, sendo (a) MFC estendido e (b) MFC convencional.



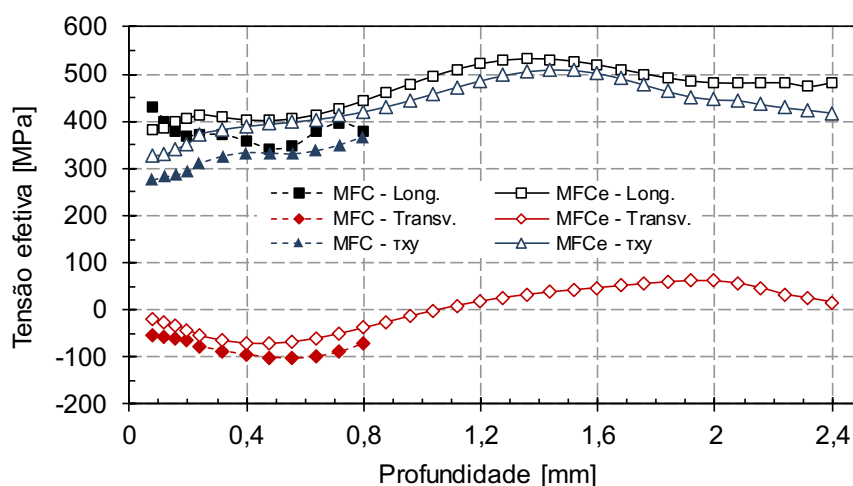
Os resultados demonstram que há similaridade no comportamento do perfil de deformações em ambos os casos. Pelo perfil de deformação no MFCe (Figura 120



(a) se observa que a relação entre as deformações a  $45^\circ$  e a  $0^\circ$  é igual a  $-0.40$ . Ao substituímos este valor em módulo na equação da Figura 105, o valor encontrado é  $0.12$ . Este será o valor utilizado para seleção do coeficiente  $K_{xy}$ .

Na Figura 121 é apresentado o resultado compilado das tensões efetivas obtidas pelo MFC e pelo MFCe. Os resultados do MFCe já estão corrigidos pelo coeficiente  $K_{xy}$ .

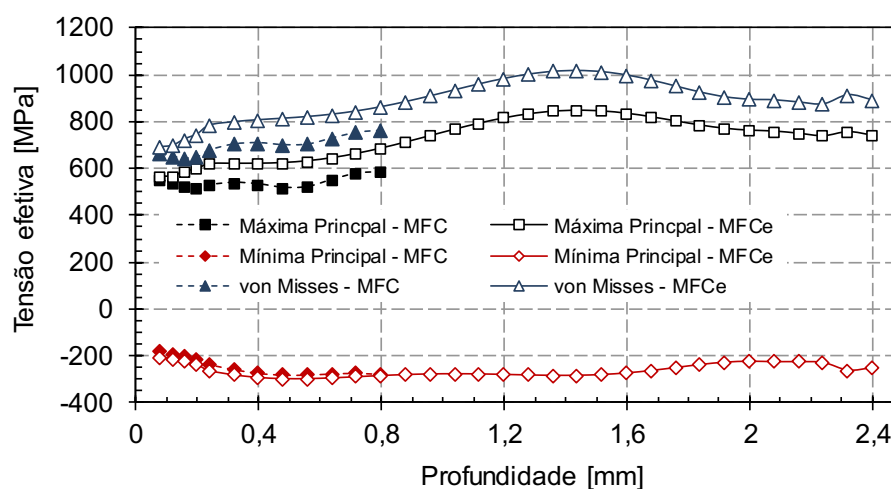
Figura 121 – Tensão efetiva nas três direções da Amostra A.



Comparando o resultado do perfil de tensões se verifica que há bastante proximidade entre os valores medidos por ambas os métodos.

Na Figura 122 é apresentado as tensões máximas e mínimas principais calculadas para cada método.

Figura 122 – Tensões efetivas máximas e mínimas principais da Amostra A.



Importante destacar que a magnitude das tensões de von Mises e maiores profundidades são muito elevadas, acima de 800 MPa, mais do que 50% da tensão de escoamento do material.

### 6.5.1.2 Tensão de montagem

As tensões de montagem foram determinadas a partir do seccionamento do arame. Os resultados das tensões nas três direções, assim como as tensões principais são apresentados na Tabela 7.

Tabela 7 – Tensões de montagem Amostra A.

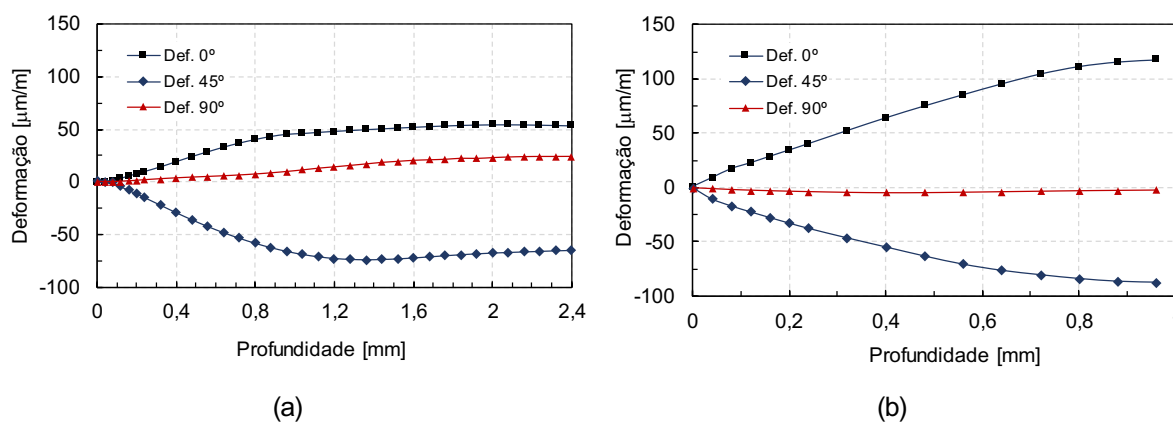
Tensoes principais				Tensões no plano		
Máx. Princp. [MPa]	Min. Princp. [MPa]	von Mises [MPa]	Direção [Graus]	Longitudinal [MPa]	Transversal [MPa]	$\tau_{xy}$ [MPa]
1018	-350	1231	24	794	-126	507

Os resultados demonstram que os arames estavam submetidos a um elevado nível de tensão de montagem, com a tensão de von Mises em 1231 MPa, mesma ordem da tensão de escoamento do material.

### 6.5.1.3 Tensões residuais

Na Figura 123 é mostrado o resultado do perfil de deformações para as três direções da Amostra A, sendo Figura 123 (a) as deformações obtidas pelo MFCe e Figura 123 (b) as deformações pelo MFC.

Figura 123 – Perfil de deformações Amostra A: (a) MFC estendido e (b) MFC convencional.

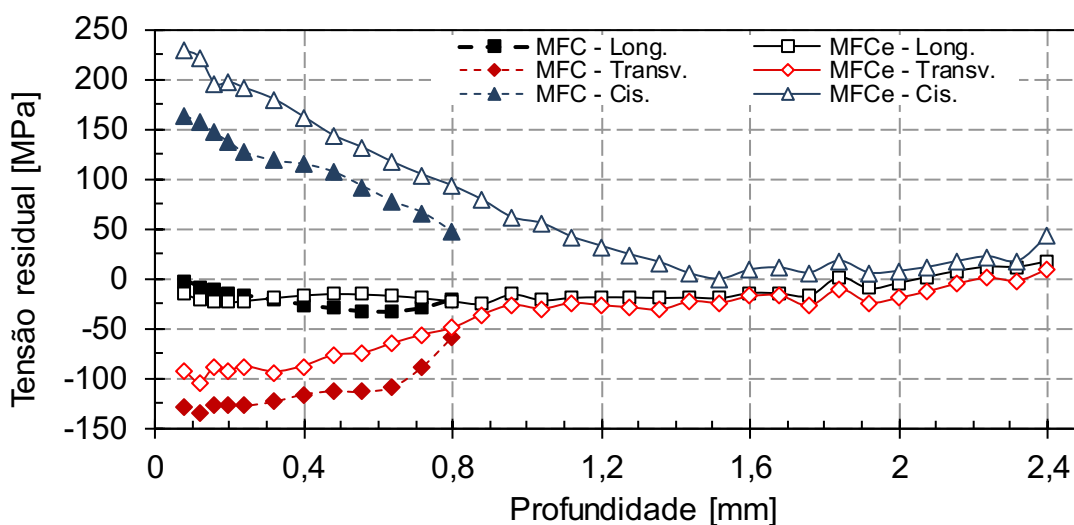


Considerando a relação entre deformações a 45° e a 0° na profundidade de 2,4 mm o valor encontrado é -4.40. Substituindo na equação da Figura 105 tem-se que a componente de torção nesta amostra é igual a 4.13. Isto pode ser explicado pelo

próprio processo de fabricação e montagem dos arames sob o duto, visto que os arames passam por uma pré-forma antes do assentamento sob o duto é factível que existam tensões residuais em torção significativas.

Em posse desse valor foi selecionado o coeficiente de calibração  $K_{xy}$ . Uma vez que as amostras estão livre de carregamento externo considera-se que a posição da sua linha neutra é no centro do arame, logo seleciona-se os coeficientes de calibração da flexão. Na Figura 124 é apresentado as tensões calculadas nas três direções.

Figura 124 – Tensão residual Amostra B. Tensão nas três direções.

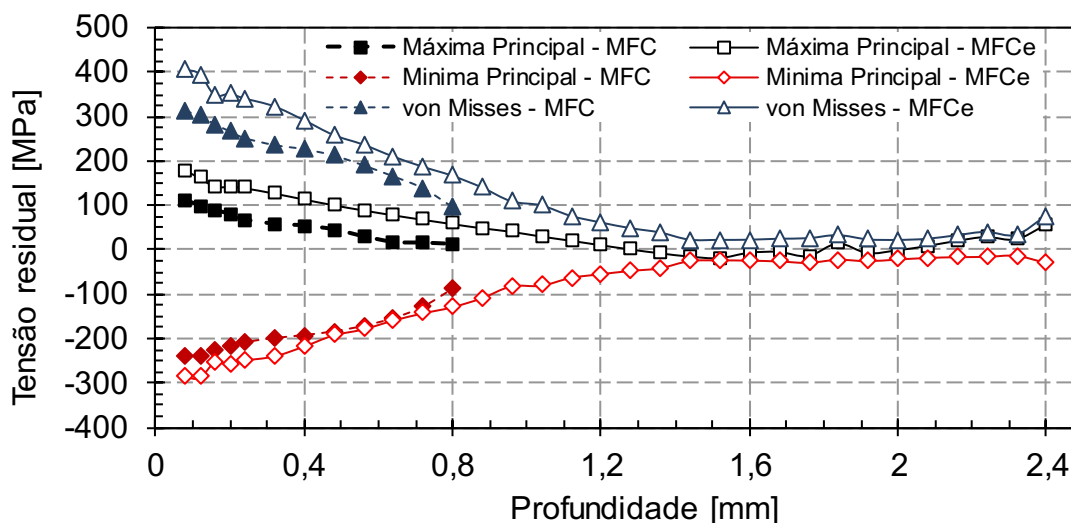


Considerando os erros intrínsecos dos métodos e a dispersão das tensões residuais ao longo da longitudinal da amostra pode-se considerar que existe uma boa correlação entre os métodos.

Nesta amostra, as maiores tensões longitudinais e transversais ocorrem mais próximas da superfície e tendem a se tornar desprezíveis após 0,8 mm de profundidade. A tensão de cisalhamento possui magnitude superior as tensões transversais da superfície e, ao que indicam os resultados, influenciam em maiores profundidades do que as tensões nas outras direções. Um perfil complexo de tensões residuais, como o mostrado na Figura 124, já era esperado devido ao processo de fabricação dos fios da armadura de tração que envolve ciclos de flexão, contra flexão e torção (FERNANDO, 2017).

Na Figura 125 é apresentado as tensões residuais máximas e mínimas principais.

Figura 125 – Tensões residual máximas e mínimas principais da Amostra A

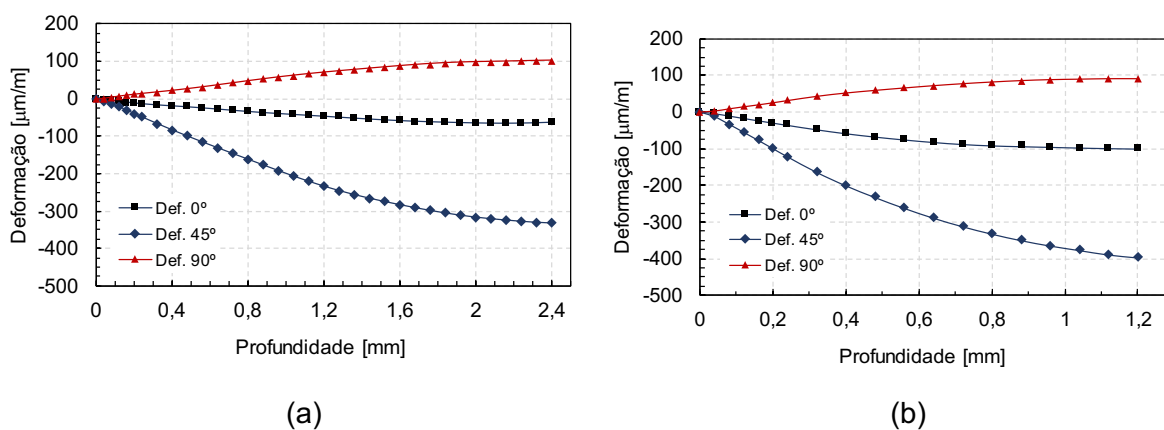


## 6.5.2 Amostra B

### 6.5.2.1 Tensão efetiva

Na Figura 126 é apresentado os valores de deformação após a usinagem do furo. Na Figura 126 (a) é apresentado o resultado referente as medições com o MFC estendido, ao tempo que na Figura 126 (b) é apresentado o resultado do MFC convencional.

Figura 126 – Deformações aliviadas após a usinagem do furo. Medições no mesmo arame, geratriz 0°, sendo (a) MFC estendido e (b) MFC convencional.

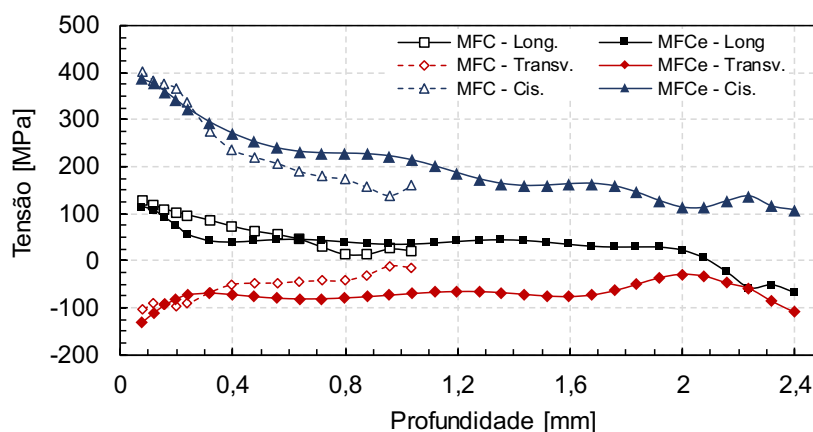


Há uma grande semelhança no perfil de deformações que foi obtido em ambos os ensaios. No caso do MFCe se verifica que os valores de deformação a 45° são maiores do que a deformação a 0°, o que indica a presença de tensões cisalhantes mais significativas que as tensões normais, longitudinal e transversal. Aplicando a

equação da Figura 105 o resultado da componente de torção é 5,13, valor utilizado para aplicação do coeficiente  $K_{xy}$ .

Na Figura 127 é apresentado o resultado do cálculo das tensões efetivas dos arames da armadura de tração externa do dutos flexível Amostra B. Na Figura 127 são apresentados os resultados compilado dos ensaios com o MFC estendido e o MFC convencional.

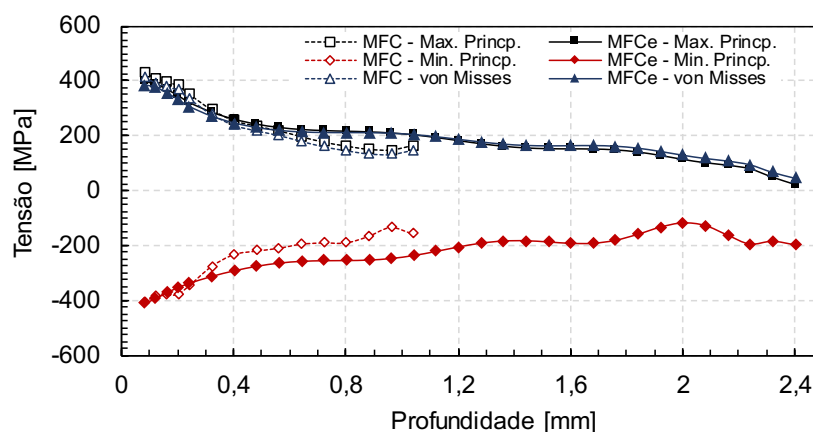
Figura 127 – Tensões efetivas Amostra B. Resultados compilados do MFC estendido e do MFC convencional.



Os resultados demonstram que na superfície há excelente correlação entre os resultados de ambas as técnicas, com as tensões longitudinais e transversais na ordem de 100 MPa e - 100 MPa, respectivamente, e tensões cisalhantes na ordem de 400 MPa.

Na Figura 128 é apresentado o resultado das tensões principais calculadas para o MFC e o MFC estendido.

Figura 128 – Tensões principais Amostra B. Resultados compilados MFC estendido e convencional.



### 6.5.2.2 Tensão de montagem

Após o seccionamento do arame, em posse dos valores de deformação, é calculada as tensões de montagem. O resultado é mostrado na Tabela 8.

Tabela 8 – Tensões de montagem Amostra B.

Tensoes principais			Tensões no plano			
Máx. Princp. [MPa]	Min. Princp. [MPa]	von Mises [MPa]	Direção [Graus]	Longitudinal [MPa]	Transversal [MPa]	$\tau_{xy}$ [MPa]
402	-314	622	-43	-18	-69	-357

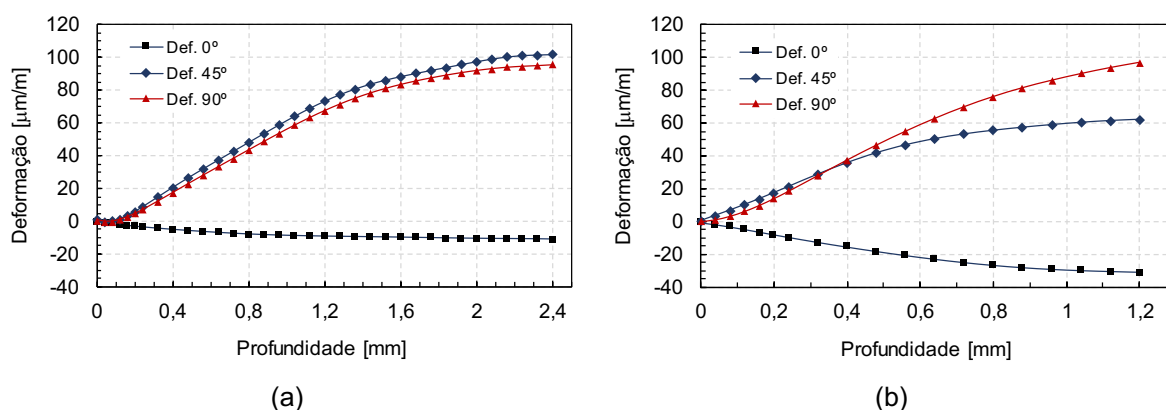
Os resultados da tensão de montagem são muito próximos aos a tensão efetiva próximo a superfície, com as máximas e mínimas principais próximas a 400 MPa em ambos os casos.

Ao avaliar as tensões de montagem no plano é identificado que, neste caso, as tensões de maior relevância são as tensões cisalhantes, -357 MPa.

### 6.5.2.3 Tensões residuais

Na Figura 129 é apresentado o resultado do alívio das deformações das medidas de tensão residual com o MFC estendido, Figura 129 (a), e MFC convencional, Figura 129 (b).

Figura 129 – Alívio de deformações tensão residual da Amostra B: (a) MFC estendido e (b) MFC convencional.



Há grande semelhança entre os perfis de deformação medido em ambos os métodos, a maior diferença está no perfil das deformações a 45°. Neste caso as deformações a 45°, em ambos os casos, são maiores que as deformações longitudinais.

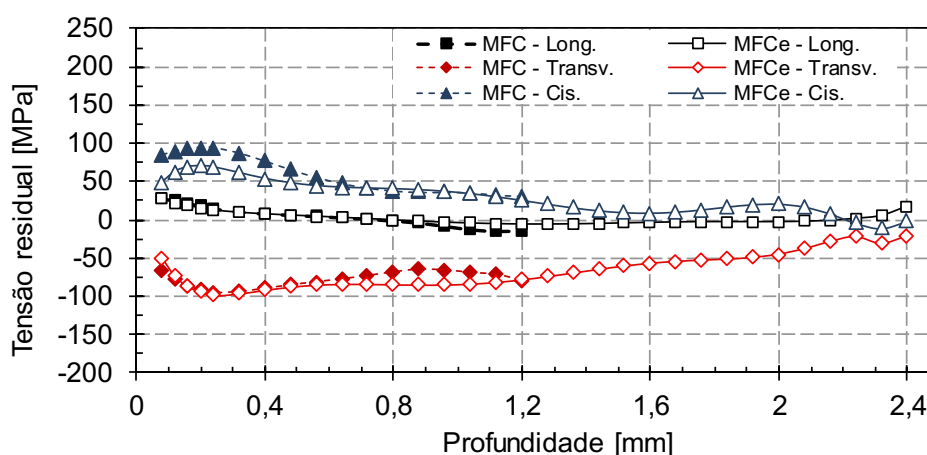
No MFC estendido, Figura 129 (b)., a relação entre as deformações a 45° e a 0°, na profundidade de 2,4 mm, é de 9,42. Substituindo este valor na equação da Figura

105 temos que a componente da torção é maior de que 9. Este resultado será utilizado para obter o coeficiente de calibração  $K_{xy}$ .

Na Figura 130 é apresentado o resultado compilado das tensões no plano calculados para o MFC estendido, após a correção, e o MFC convencional.

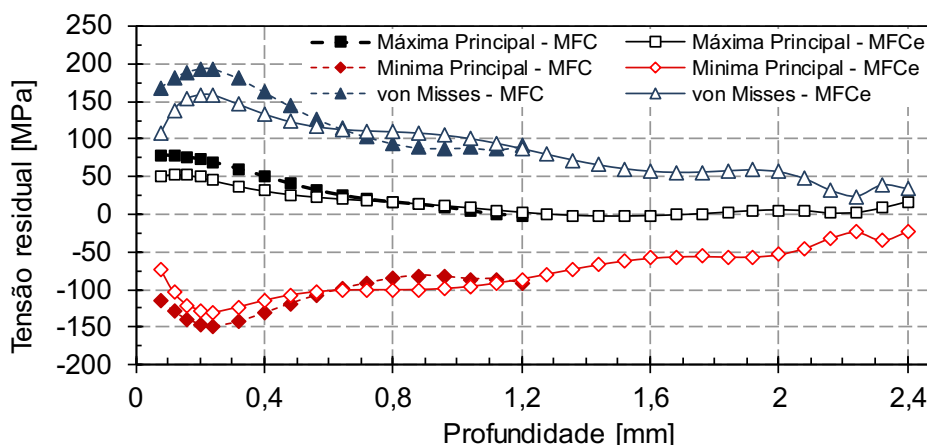
Há boa correlação entre os resultados de ambos os métodos ao longo de toda a profundidade. Identifica-se que as tensões transversais e cisalhantes apresentam um comportamento similar, com as tensões próximas a superfície, 0,08 mm, apresentando tensões menores do que tensões na profundidade de 0,2 mm. As tensões longitudinais são menores, na ordem de 25 MPa, sendo que na superfície, 0,08 mm, são maiores em relação as tensões residuais em maiores profundidades, muito próximas de 0 MPa.

Figura 130 – Tensão residual Amostra B, tensões no plano.



Na Figura 131 é apresentado o resultado das tensões principais e a tensão de von Misses.

Figura 131 – Tensão residual Amostra B, tensões principais e tensão de von Misses.



Se compararmos os resultados das tensões residuais da Amostra B, Figura 131, com as tensões da Amostra A, Figura 125, se verifica que, em ambos os casos, as tensões máximas principais são na ordem de 100 MPa.

Entretanto, na Amostra B a magnitude da tensão de von Mises na superfície, em 0,08 mm, é até 75% menor do que a Amostra A. Acima de 1,6 mm, em ambas as amostras, as tensões são menores do que 50 MPa, praticamente negligenciáveis.

## 7 Conclusões

Este estudo apresentou resultados que comprovam a viabilidade técnica e operacional da utilização de MFC estendido para determinar tensões residuais e efetivas em maiores profundidades nos arames da AT de DF. As conclusões obtidas neste trabalho até o momento da qualificação foram:

- O método de cálculo de Kockelmann para tensões residuais pelo MFC foi adequado através do uso de coeficientes de calibração específica e correção da metodologia de cálculo, permitindo a caracterização de tensão em arames da AT de DF em maiores profundidades.
- Foi apresentada uma metodologia para geração de amostras de AT de DF com padrão de tensões dentro do regime elástico e padrão de tensões residuais permanentes.
- Foi possível estender a profundidade de medição das tensões além dos limites estabelecidos pela norma ASTM-837. Para roseta com diâmetro de 5,13 mm foi possível estender a profundidade de medição de 0,8 mm para até 1.44 mm e utilizando a roseta com diâmetro de 10,26 mm a medição pode ser realizada até 2,40 mm.
- As variações na geometria do componente provocam alterações nos valores de deformação que são aliviados durante a realização do MFC e, como consequência, alteram os coeficientes de calibração utilizados pelo método de cálculo de Kockelmann. As principais constatações foram:
  - Para tensões em tração a redução da espessura não causa variações significativas nos coeficientes de calibração quando a relação entre a espessura do material e o diâmetro do furo está entre 1.5 e 4.
  - Em tensões de flexão, ao reduzir a espessura do componente, para casos onde a relação entra a espessura do material e o



diâmetro do furo é menor do que 2, há necessidade de coeficientes de calibração específicos a condição de carregamento.

- Quando a relação entre a distância do centro do furo até borda do material e o diâmetro do furo é menor do que 4 há uma redução significativa nas deformações que são aliviadas no sentido transversal à borda do furo levando a necessidade de correção com coeficientes de calibração específicos.
- O comparativo entre as técnicas de medição demonstrou que há boa correlação entre os métodos propostos MFC convencional, MFC estendido e DRX de bancada no que se refere as tensões longitudinais e transversais, entretanto as tensões que atuam no plano XY podem apresentar divergências de resultado entre as técnicas do MFC e do DRX.
- Sobre a avaliação das tensões efetivas, residuais e de montagem das amostras de escala real de dutos flexíveis:
  - Nas amostras de AT de DF retiradas de operação foi identificado que as tensões residuais, em amostras distintas, são de maior magnitude na superfície e negligenciáveis a partir da profundidade de 1,6 mm até o limite de medição, 2,4 mm.
  - O MFC estendido permitiu observar que as tensões efetivas podem possuir magnitudes elevadas até metade da espessura dos arames da AT de DF.

## 8 Referências bibliográficas

- 1 ABRAHAM, C., E SCHAJER, G. S. (2013). Hole-drilling residual stress measurement in an intermediate thickness specimen. In **Experimental and Applied Mechanics**, Volume 4 (pp. 389-394). Springer, New York, NY.
- 2 ACHOURI, A., HOSSEINZADEH, F., BOUCHARD, P. J., PADDEA, S., & MURANSKY, O. (2021). The incremental contour method using asymmetric stiffness cuts. **Materials & Design**, 197, 109268.
- 3 ACIOLY, V., PICORETI, R., ROCHA, T. C. R. D., AZEVEDO, G. D. M., & SANTOS, A. C. F. D. (2020). A luz síncrotron iluminando a formação de professores. **Física na escola**. São Paulo. Vol. 18, n. 2 (out. 2020), p. 81-86.
- 4 ALEGRE, J. M., DÍAZ, A., CUESTA, I. I., & MANSO, J. M. (2019). Analysis of the influence of the thickness and the hole radius on the calibration coefficients in the hole-drilling method for the determination of non-uniform residual stresses. **Experimental Mechanics**, 59(1), 79-94.
- 5 AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E-837**. Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method, Annual book of ASTM standards, Vol 03.01. ASTM Internacional, 2020.
- 6 ANDRADE, D. C. (2018). **CORROSÃO-FADIGA NAS ARMADURAS DE TRAÇÃO DE UM RISER FLEXÍVEL DO TIPO UNBONDED**. Trabalho de conclusão de curso. Fundação de Ensino e Pesquisa do Sul de Minas
- 7 ANP. Panorama Exploratório das Bacias de Santos e Campos. 2021.
- 8 ARIAS, D. F., GÓMEZ, A., SOUZA, R. M., & VELEZ, J. M. (2018). Residual stress gradient of Cr and CrN thin films. **Materials Chemistry and Physics**, 204, 269-276.
- 9 ASM INTERNATIONAL. **Chemical and Electrolytic Polishing, Metallography and Microstructures**. Vol 9, ASM Handbook, p. 281–293, 2004.
- 10 BAI, Y., & BAI, Q. (2018). **Subsea engineering handbook**. Gulf Professional Publishing.
- 11 BARSANTI, M.; BEGHINI, M.; BERTINI, L.; MONELLI, B.; SANTUS, C.. First-order correction to counter the effect of eccentricity on the hole-drilling integral method with strain-gage rosetes. **Journal of Strain Analysis**, 2016.

- 12 BARTLETT, JAMISON L.; LI, XIAODONG. An overview of residual stresses in metal powder bed fusion. **Additive Manufacturing**, v. 27, p. 131-149, 2019.
- 13 BASTOS, E. S., BORMIO-NUNES, C., CLARKE, T. G., & MISSELL, F. P. (2020). Model for Wireless Magnetoelastic Strain Sensors. **Sensors**, 20(12), 3557.
- 14 BEGHINI, M., BERTINI, L., GIRI, A., SANTUS, C., & VALENTINI, E. (2019). Measuring residual stress in finite thickness plates using the hole-drilling method. **The Journal of Strain Analysis for Engineering Design**, 54(1), 65-75.
- 15 BELASSEL, M., PINEAULT, J., BOLLA, M., & BRAUSS, M. (2021). Residual Stress Measurement in Heat Treated Cylindrical Components. In **HT2021** (pp. 87-91). ASM International.
- 16 BORGES, M. F. (2017). **Correlação numérica-experimental da redução da vida em fadiga de dutos flexíveis operando com anular alagado na presença de CO2**. Tese (Doutorado em Engenharia) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Escola de Engenharia, Porto Alegre, 2017.
- 17 BOŽIĆ, Z.; SCHMAUDER, S.; WOLF, H. The effect of residual stresses on fatigue crack propagation in welded stiffened panels. **Engineering Failure Analysis**, v. 84, p. 346-357, 2018.
- 18 CARNEVAL, R. de O.; MARINHO, MAURO GONÇALVES; SANTOS, J. M. Flexible line inspection. In: **European Conference on Nondestructive Testing (ECNDT)**. 2006.
- 19 CARONE, S., MORAMARCO, V., PAPPALETTERA, G., BARBIERI, G., & CASAVOLA, C. (2022). Residual stress measurement on Titanium Grade 5 and Inconel 625 thin dissimilar welded joints by contour method. **Journal of Materials Science**, 1-16.
- 20 CHATZIDAKIS, S., TANG, W., MILLER, R., PAYZANT, A., BUNN, J., BRYAN, C. E WANG, J. A. (2021). Neutron diffraction illustrates residual stress behavior of welded alloys used as radioactive confinement boundary. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, 191, 104348.
- 21 CNPEM. **LNLS**. 2022. Disponível em: <https://www.lnls.cnpem.br/sirius/> Acessado dia 23/03/2022
- 22 CULLITY, B.D.; STOCK, S.R. **Elements of X-ray diffraction**. 3rd edition, Essex: Pearson, 2014.

- 23 DE SOUSA, J. R. M., MAGLUTA, C., ROITMAN, N., & CAMPELLO, G. C. (2018). On the extensional-torsional response of a flexible pipe with damaged tensile armor wires. **Ocean Engineering**, 161, 350-383.
- 24 DE SOUZA CARVALHO, B., GUROVA, T., ESTEFEN, S. F., & LEONTIEV, A. (2019). ARMADURAS DE TRAÇÃO DE RISERS FLEXÍVEIS ATRAVÉS DO MÉTODO INVERSO DE MAGNETOSTRIÇÃO. **Conferência sobre Tecnologia de Equipamentos – COTEQ**. Rio de Janeiro. Brasil. 2019
- 25 DENG, G. Y., TIEU, A. K., SU, L. H., ZHU, H. T., REID, M., ZHU, Q., & KONG, C. (2019). Microstructural study and residual stress measurement of a hot rolling work roll material during isothermal oxidation. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 102(5), 2107-2118.
- 26 DIEKHOFF, P., HENSEL, J., NITSCHKE-PAGEL, T., & DILGER, K. (2020). Investigation on fatigue strength of cut edges produced by various cutting methods for high-strength steels. **Welding in the World**, 64(3), 545-561.
- 27 EGUES, A. L.. **Petroleo hoje**. 2021. Disponível em: <https://petroleohoje.editorabrasilenergia.com.br/petrobras-fecha-contrato-com-a-nov-e-baker-hughes/> Acessado dia 23/03/2022
- 28 FACHINI, E. **Curso de Extensão Dutos Flexíveis e Cabos Umbilicais. O uso de dutos flexíveis no Brasil**. Novembro de 2014.
- 29 FERGESTAD, D.; LØTVEIT, S. A. **OC2017 A-001-Handbook on Design and operation of flexible pipes**. 2017.
- 30 FERNANDO, U. S., DAVIDSON, M., ROY, M., PIRLING, T., WITHERS, P., & FRANCIS, J. (2017). Evolution of Residual Stress in Tensile Armour Wires of Flexible Pipes During Pipe Manufacture. In ASME 2017 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering\_(Vol. 5A). **American Society of Mechanical Engineers**. <https://doi.org/10.1115/OMAE2017-61490>
- 31 FERNANDO, U. S., TAN, Z., SHELDRAKE, T., & CLEMENTS, R. (2004, January). The stress analysis and residual stress evaluation of pressure armour layers in flexible pipes using 3D finite element models. In **International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering** (Vol. 37459, pp. 57-65).
- 32 FERREIRA, P. G. M. D. Q. (2010). **Análise e dimensionamento de uma estrutura de cobertura em membrana tensa**. Dissertação de mestrado. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

- 33 FITZPATRICK, M. E., & LODINI, A. (Eds.). (2003). Analysis of residual stress by diffraction using neutron and synchrotron radiation. **CRC Press**.
- 34 FITZPATRICK, M. E., FRY, A. T., HOLDWAY, P., KANDIL, F. A., SHACKLETON, J., & SUOMINEN, L. (2005). Determination of residual stresses by X-ray diffraction.
- 35 GADALLAH, R., TSUTSUMI, S., AOKI, Y., & FUJII, H. (2021). Investigation of residual stress within linear friction welded steel sheets by alternating pressure via X-ray diffraction and contour method approaches. **Journal of Manufacturing Processes**, 64, 1223-1234.
- 36 GENCALP, S., SAKLAKOGLU, N., BARIS, F., & KAYRAL, S. (2020). Effect of shot peening on residual stress distribution and microstructure evolution of artificially defected 50CrV4 steel. **Journal of Materials Engineering and Performance**, 29(11), 7607-7616.
- 37 GHASEMI, A. R., TABATABAEIAN, A., & ASGHARI, B. (2019). Application of slitting method to characterize the effects of thermal fatigue, lay-up arrangement and MWCNTs on the residual stresses of laminated composites. **Mechanics of Materials**, 134, 185-192.
- 38 GONÇALVES, R. (2018). **Metodologia de análise da vida em fadiga da armadura de tração de dutos flexíveis submetidos a meios agressivos, um estudo comparativo**. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Escola de Engenharia, Porto Alegre, 2018.
- 39 GRANT, P. Evaluation of Residual Stress Measurement Uncertainties using X-Ray Diffraction and Hole Drilling via a UK Intercomparison Exercise. **MATC (MN)** 020, 2002, p. 1-8.
- 40 GUR, C. "Review of Residual Stress Measurement by Magnetic Barkhausen Noise Technique," **Materials Performance and Characterization**, no.4 (2018): 504-525, <https://doi.org/10.1520/MPC20170080>
- 41 HAUK, V. **Structural and residual stresses analysis by nondestructive methods**. Elsevier, Amsterdam, 1997.
- 42 HELD, E.; SCHUSTER, S.; GIBMEIER, J. Incremental hole-drilling method vs. thin components: a simple correction approach. In: **Advanced Materials Research**. Trans Tech Publications Ltd, 2014. p. 283-288.

- 43 HINCAPIE-LADINO, D; FALLEIROS, N. A. Trincamento induzido por hidrogênio em aços microligados. **Tecnologia em Metalurgia, Materiais e Mineração**, v. 12, n. 1, p. 82-93, 2015.
- 44 HONG, C. (2019). **OPTIMIZATION OF SUBSEA ARRANGEMENT FOR PRODUCTION SYSTEM** (Doctoral dissertation, Universidade Federal do Rio de Janeiro).
- 45 HOSSEINZADEH, FOROOGH; KOWAL, JAN; BOUCHARD, PETER JOHN. Towards good practice guidelines for the contour method of residual stress measurement. **The Journal of Engineering**, v. 2014, n. 8, p. 453-468, 2014.
- 46 KATO, H. (2019). Four-point bending tests to reveal tension-compression flow stress asymmetry in NiTi shape memory alloy thin plate. **Materials Science and Engineering: A**, 755, 258-266.
- 47 KIEFER, D., SIMON, N., BECKMANN, F., WILDE, F., & GIBMEIER, J. (2021). Real-time stress evolution during laser surface line hardening at varying maximum surface temperatures using synchrotron X-ray diffraction. **Optics & Laser Technology**, 140, 106964.
- 48 LEMOS, G. **Análise de tensões residuais em eixos automotivos do aço din 38b3 temperados por indução**. 2012. 70 pg. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Escola de Engenharia, Porto Alegre, 2012.
- 49 LI, N., ZHANG, M., YE, J. L., & LIU, C. (2021). Experimental investigation on residual stress distribution in zirconium/titanium/steel tri-metal explosively welded composite plate after cutting and welding of a cover plate. **Journal of Manufacturing Processes**, 64, 455-463.
- 50 LIU, C., WANG, C., CHENG, X., YAN, Y., YANG, J., & GUO, Y. (2018). Experimental investigation on the residual stresses in a thick joint with a partial repair weld using multiple-cut contour method. **Materials**, 11(4), 633.
- 51 LIU, H.. Effects of Coiling Temperature after Hot Rolling on Microstructure, Texture, and Magnetic Properties of Non-Oriented Electrical Steel in Strip Casting Processing Route. **Steel research international**, v. 87, n. 10, p. 1256-1263, 2016.
- 52 LU, H., VAZ, M. A., CAIRE, M., & HERNÁNDEZ, I. D. (2022). Full-scale experimental and numerical analyses of a flexible riser under combined tension-bending loading. **Marine Structures**, 86, 103275.

- 53 MA, H., CHEN, C., LI, J., WANG, X., QI, X., ZHANG, F., & TANG, T. (2022). Effect of pre-deformation degree on tensile properties of high carbon high manganese steel at different strain rates. **Materials Science and Engineering: A**, 829, 142146.
- 54 MA, J.; WELO, T. Analytical springback assessment in flexible stretch bending of complex shapes. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, 2021, vol. 160.
- 55 MACHADO, B., NORIS, L. F., FONSECA, M. C., & REBELLO, J. M. A. Residual stresses analysis in X65 steel by X-ray diffraction tensiometry and magnetic Barkhausen noise technique. **CBECIMAT 2018**. Foz do Iguacu, PR (Brazil). 2018.
- 56 MACHADO, C. **Perfis de tensão residual do aço duplex uns s32304 submetido a diferentes processos de soldagem tig e condições de tratamento térmico**. 2015. 117 pg. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Universidade Federal do Espírito Santo. Vitória, 2012.
- 57 MARINHO, P. **LANÇAMENTO DE DUTOS FLEXÍVEIS EM ÁGUAS PROFUNDAS**. 2014
- 58 MASOUMI, M., DE CARVALHO PAES LOUREIRO, R., PINHEIRO, P., CARDOSO, J. L., BÉREŠ, M., & DE ABREU, H. F. G. (2022). Effect of Pre-strain on Microstructure, Texture, and Strengthening of Fully Pearlitic Steel. **Journal of Materials Engineering and Performance**, 1-13.
- 59 MCCARTHY, J. C., E BUTTLE, D. J. (2012, June). MAPS-FR Structural integrity monitoring for flexible risers. In **The Twenty-second International Offshore and Polar Engineering Conference**. OnePetro.
- 60 MO, F., SUN, G., LI, J., ZHANG, C., WANG, H., CHEN, Y. E PENG, S. (2018). Recent Progress of Residual Stress Distribution and Structural Evolution in Materials and Components by Neutron Diffraction Measurement at RSND. **Quantum Beam Science**, 2(3), 15.
- 61 MOLTER, D. **Mecânica oficial**. 2021. Disponível em: <https://www.mecanicaoficial.com/post/ainda-sobre-os-dutos-flex%C3%ADveis-vamos-falar-sobre-as-camadas-met%C3%A1licas> Acessado dia 23/03/2022
- 62 MORAIS, J. (2014). **Petrobras: uma história das explorações de petróleo em águas profundas e no pré-sal** (Vol. 1). Elsevier Brasil.

- 63 MOREIRA, M. J. (2022). **Avaliação de desempenho em fadiga de fios de armadura de tração de dutos flexíveis com defeitos induzidos artificialmente**. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Escola de Engenharia, Porto Alegre, 2022.
- 64 NAU, A., & SCHOLTES, B. (2013). Evaluation of the high-speed drilling technique for the incremental hole-drilling method. **Experimental Mechanics**, 53(4), 531-542.
- 65 NAU, A., FELDMANN, G. G., NOBRE, J. P., ZINN, W., & SCHOLTES, B. (2014). An almost user-independent evaluation formalism to determine arbitrary residual stress depth distributions with the hole-drilling method. In **Materials Science Forum** (Vol. 768, pp. 120-127). Trans Tech Publications Ltd.
- 66 NAVEED, N. (2020). Guidelines to select suitable parameters for contour method stress measurements. **Archives of Mechanics**, 72(1), 39-58.
- 67 NEGREIROS, L. A. S. D. (2016). **Avaliação da resistência à fadiga e corrosão-fadiga da armadura de tração de um riser flexível retirado de operação**. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Escola de Engenharia, Porto Alegre, 2016.
- 68 NERVI, S. **A mathematical model for the estimation of the effects of residual stresses in aluminum plates**. 2005.
- 69 NIKULIN, S. A. et al.. Analysis of the Stress State in Steel Components Using Portable X-Ray Diffraction. In: **Proceedings of the Scientific-Practical Conference" Research and Development-2016"**. Springer, Cham, 2018. p. 219-227.
- 70 NOBRE, J.P.; KORNMEIER, M.; SCHOLTES, B.. Plasticity Effects in the Hole-Drilling Residual Stress Measurement in Peened Surfaces. **Experimental Mechanics** (2018), Vol. 58, Página 369–380. 2018.
- 71 NUNES, R. M., DA SILVA ROCHA, A., & HIRSCH, T. G. K. (2021). Residual stress states in cementite and ferrite in a combined cold drawing process of AISI 1045 steel using neutron diffraction and synchrotron radiation. **Tecnologia em Metalurgia, Materiais e Mineração**, 18, 0-0.
- 72 OLSON, M. D.; DEWALD, A. T.; HILL, M. R. Precision of Hole-Drilling Residual Stress Depth Profile Measurements and an Updated Uncertainty Estimator. **Experimental Mechanics**, v. 61, n. 3, p. 549-564, 2021.



- 73 ORNL. **NEUTRONS**. 2022. Disponível em: <https://neutrons.ornl.gov/hidra>  
Acessado dia 23/03/2022
- 74 PAN, L., DENG, C., WANG, B., & GU, B. (2020). Effects of Specimen Dimensions on the Calibration Coefficients of Hole-Drilling Strain-Gauge Method for Measuring Residual Stresses. **Nanoscience and Nanotechnology Letters**, 12(5), 606-611.
- 75 PEREIRA, L. **Avaliação experimental do reinício de escoamento de fluidos dependentes do tempo em tubulações**. 2019. Dissertação de Mestrado. Universidade Tecnológica Federal do Paraná.
- 76 PEREZ-BENITEZ, J. A., e PADOVESE, L. R. (2012). Magnetic non-destructive evaluation of ruptures of tensile armor in oil risers. **Measurement Science and Technology**, 23(4), 045604.
- 77 PFENNING, S. (2016). **Beitrag zur Anwendung der Bohrlochmethode zur Bestimmung von Lastspannungen an Gussstützen im Bestand**.
- 78 PREVÉY, P.S.; HORNBAACH, D.J. X-Ray Diffraction Residual-Stress Techniques. In: **Materials Characterization, Vol 10, ASM Handbook**. Materials Park, OH: ASM International, 2019. p. 440-458.
- 79 PRIME, B. M., HILL, R. M. Uncertainty analysis, model error, and order selection for series-expanded, residual-stress inverse solutions [J]. **Journal of Engineering Materials and Technology**, 2006, 128(2): 175–185.
- 80 PRIME, M. B. (2001). Cross-sectional mapping of residual stresses by measuring the surface contour after a cut. **J. Eng. Mater. Technol.**, 123(2), 162-168.
- 81 PRIME, M. B., RANGASWAMY, P., DAYMOND, M. R., & ABELIN, T. G. (1998). **Several methods applied to measuring residual stress in a known specimen** (No. LA-UR-98-904; CONF-980627-). Los Alamos National Lab.(LANL), Los Alamos, NM (United States).
- 82 RICKERT, T. (2017). Hole Drilling With Orbiting Motion for Residual Stress Measurement—Effects of Tool and Hole Diameters. **SAE International Journal of Engines**, 10(2), 467-470.
- 83 SCHAJER, G. S. (2020). Circumferential Rosette Design for Extended Depth Hole-Drilling Residual Stress Measurements. **Experimental Mechanics**, 60(9), 1265-1274.
- 84 SCHAJER, G. S. (Ed.). (2013). **Practical residual stress measurement methods**. John Wiley & Sons.

- 85 SCHAJER, G. S., WHITEHEAD, P. Hole Drilling and Ring Coring. **Practical Residual Stress Measurement Methods**. First Edition. Edited by Gary S. Schajer. John Wiley & Sons, Ltd. 2013.
- 86 SCHAJER, G. S., WHITEHEAD, P. S. (2018). Hole-drilling method for measuring residual stresses. **Synthesis SEM Lectures on Experimental Mechanics**, 1(1), 1-186.
- 87 SCHAJER, G. S.; RICKERT, T.. Incremental Computation Technique for Residual Stress Calculations Using the Integral Method. **Experimental and Applied Mechanics**, Volume 6, Página 185-191, 2011.
- 88 SCHWARZ, T., KOCKELMANN, H.. The hole-drilling method – the best technique for the experimental determination of residual stress in many fields of application. **MTB**, Stuttgart, pg. 33–38. 1993.
- 89 SHEN, C., REID, M., LISS, K. D., PAN, Z., MA, Y., CUIURI, D., E LI, H. (2019). Neutron diffraction residual stress determinations in Fe<sub>3</sub>Al based iron aluminide components fabricated using wire-arc additive manufacturing (WAAM). **Additive Manufacturing**, 29, 100774.
- 90 SILVA, Daniel Saraiva da. **Desenvolvimento de metodologia para análise de tensões em armaduras de tração de dutos flexíveis**. 2018. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul.
- 91 SILVA, P. N., SVENNINGSSEN, G., DUGSTAD, A., & GOMES, J. A. (2022). The effect of oxygen on the CO<sub>2</sub> corrosion of tensile wires in simulated annulus environments of flexible pipes. **Materials and Corrosion**.
- 92 SIMEROS. **Linkedin**. 2017. Disponível em: <https://www.linkedin.com/pulse/some-considerations-flexible-pipes-fabiano-bertoni/> Acessado dia 23/03/2022
- 93 SINT TECHNOLOGY. **SINTECHNOLOGY**. 2022. Disponível em: <https://www.sintechnology.com/portfolio-articoli/x-ray-diffraction/> Acessado dia 23/03/2022
- 94 SOBOLEVSKI, E. G., NAU, A., & SCHOLTES, B. (2011). Residual Stress Analysis Using the Hole-Drilling Method and Geometry-Specific Calibration Functions. In Materials Science Forum (Vol. 681, pp. 159–164). **Trans Tech Publications**, Ltd. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/msf.681.159>.
- 95 SOBOLEVSKI, H.G.. **Residual Stress Analysis of Components with Real Geometries Using Incremental Hole-Drilling Technique and a Differential**

- Evaluation**. 2007. Tese de doutorado. 205 páginas. Universidade de Kassel, Alemanha, 2007.
- 96 SOYAMA, H., CHIGHIZOLA, C. R., & HILL, M. R. (2021). Effect of compressive residual stress introduced by cavitation peening and shot peening on the improvement of fatigue strength of stainless steel. **Journal of Materials Processing Technology**, 288, 116877.
- 97 STRESSCRAFT. **STRESSCRAFT**. 2022. Acessado em: [http://www.stresscraft.co.uk/residual\\_stress\\_determination.htm](http://www.stresscraft.co.uk/residual_stress_determination.htm) dia 10/08/2022.
- 98 STRESSMAP. **STRESSMAP**. 2022. Disponível em: <https://www.stressmap.co.uk/contour-method/> Acessado dia 23/03/2022
- 99 STRESSTECH. **Stresstech**. 2022. Disponível em: <https://www.stresstech.com/stresstech-bulletin-12-measurement-methods-of-residual-stresses/> Acessado dia 23/03/2022
- 100 SUN, L., E NIU, H. (2019). A method for identifying geometrical defects and stress concentration zones in MMM technique. **NDT & E International**, 107, 102133.
- 101 TANAKA, K. The  $\cos\alpha$  method for X-ray residual stress measurement using two-dimensional detector. **Mechanical Engineering Reviews**, v. 6, n. 1, p. 18-00378-18-00378, 2019.
- 102 TECHNIP. **Facebook**. 2015. Disponível em: <https://www.facebook.com/TechnipGroup/photos/voc%C3%AA-consegue-adivinhar-que-m%C3%A1quina-technip-%C3%A9-essaa-revestimento-perfiladorac-e/908809579207960/>. Acessado dia 23/03/2022.
- 103 TURIBUS, S. **Álise por difração de raios-X do estado das tensões residuais em chapas de aço inoxidável duplex após soldagem**. 2014. 109 pg. Tese (Doutorado em Engenharia) – Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, 2014.
- 104 VALENTINI, E; BERTELLI, L; BENINCASA, A; GULISANO, S. Recent Advancements in the Hole-Drilling Strain-Gage Method for Determining Residual Stresses. **New Challenges in Residual Stress Measurements and Evaluation**. IntechOpen, 2019.
- 105 VANDER VOORT, G. F. Understanding and measuring decarburization: understanding the forces behind decarburization is the first step toward minimizing its detrimental effects. **Advanced materials & processes**, v. 173, n. 2, p. 22-28, 2015.

- 106 **VEQTER.** Acessado em <https://www.veqter.co.uk/assets/files/rsm-techniques/veqter-centre-hole-drilling-technique.pdf> dia 10/08/2020
- 107 VILLAS-BOAS, M. O., SERBENA, F. C., SOARES, V. O., MATHIAS, I., & ZANOTTO, E. D. (2020). Residual stress effect on the fracture toughness of lithium disilicate glass-ceramics. **Journal of the American Ceramic Society**, 103(1), 465-479.
- 108 VISHAY, Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gage Method. **Tech Note TN-503**, Vishay, 2017.
- 109 VISHAY. Strain gage rosettes: Selection, application and data reduction. **Technical note TN**, v. 515, p. 151-161, 2008.
- 110 WANG, A., XUE, H., SAUD, S., YANG, Y., & WEI, Y. (2019). Improvement of springback prediction accuracy for Z-section profiles in four-roll bending process considering neutral layer shift. **Journal of Manufacturing Processes**, 48, 218-227.
- 111 WERKE, M., HOSSAIN, M., SEMERE, D., & WRETLAND, A. (2019). Machining Distortion Analysis of Aerospace Components Using the Contour Method. In **Aerospace Technology Congress**, 8-9 October 2019, Stockholm, Sweden Swedish Society of Aeronautics and Astronautics (FTF).
- 112 WITHERS, P. J. Residual stress: definition. **Encyclopedia of Materials: Science and Technology**, p. 8110-8112, 2011.
- 113 ZHANG, Z. T., E HU, S. J. (1998). Stress and residual stress distributions in plane strain bending. **International Journal of Mechanical Sciences**, 40(6), 533-543.
- 114 ZHANG, Z., ZHANG, Y., O'LOUGHLIN, M., & KONG, J. (2021). Experimental research on global deformation and through-thickness residual stress in laser peen formed aluminum plates. **Surfaces and Interfaces**, 25, 101241.
- 115 ZHAO, X. J., WANG, H. Y., GUO, J., LIU, Q. Y., ZHAO, G. T., & WANG, W. J. (2018). The effect of decarburized layer on rolling contact fatigue of rail materials under dry-wet conditions. **Engineering Failure Analysis**, 91, 58-71.
- 116 ZHU, W., ZHAO, F., YIN, S., LIU, Y., & YANG, R. (2021). Effect of Tensile Deformation on Residual Stress of GH4169 Alloy. **Materials**, 14(7), 1773.
- 117 ZHU, X., LEI, Q., MENG, Y., & CUI, X. (2021). Tensile response of a flexible pipe with an incomplete tensile armor layer. **Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering**, 143(5).